A . SEMLYEN

centrale și rețele electrice

EDITURA DIDACTICĂ ŞI PEDAGOGICĂ
BUCUREŞTI - 1965

MINISTERUL ÎNVĂȚĂMÎNTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA
F a c u l t a t e a E l e c t r o t e h n i c ă

A. SEMLYEN

CENTRALE ȘI REȚELE ELECTRICE

EDITURA DIDACTICĂ ȘI PEDAGOGICĂ BUCUREȘTI, 1965

C a p i t o l u l I

INTRODUCERE

A. OBIECTUL CURSULUI

Energia electrică se obţine în urma transformării unei energii primare de altă natură şi este destinată pentru satisfacerea nevoilor foarte variate a unui mare număr de consumatori. Fazele principale prin care trece energia electrică în transformările ei sînt următoarele:

- producerea,
- transportul,
- distribuţia şi
- utilizarea

ei de către consumatori. Primele trei probleme intră în preocupările acestui curs, cu observaţia că instalaţiile mecanice din centrale se studiază în cadrul altor cursuri. De aceea, pentru a evita suprapunerile, instalaţiile primare ale centralelor electrice nu se studiază în acest curs; se examinează numai probleme de ansamblu şi elemente de legătură şi auxiliare ale echipamentului primar de bază.

In situaţia actuală, centralele electrice funcţionează interconectat, formînd prin intermediul liniilor de transport sisteme electrice. In cadrul cursului se va da atenţie şi problemelor importante ale sistemelor electrice (problema curenţilor de scurtcircuit, a stabilităţii, a protecţiei prin relee şi altele), acestea prezentînd interes deosebit la proiectare şi în exploatare. In mod succint se vor prezenta şi unele probleme de bază despre aparatele electrice ale centralelor şi staţiilor electrice, acestea fiind strîns legate de problemele teoretice şi practice tratate în cadrul cursului.

Transportul energiei electrice este adesea soluţia economică a problemei transportului de energie. Energia primară (cărbune, petrol, energie hidraulică) se găseşte de obicei la distanţe mari de la principalele centre de consum (oraşe, centre industriale). Să considerăm de exemplu o putere de 1 2oo MW cerută în centrul de consum B. Energia primară se găseşte în A, la mare distanţă de B (de exemplu la 1 ooo km). Dacă centrala electrică se construieşte în A, atunci pentru transportul puterii de 1 2oo MW este necesară o linie dublă de 4oo kV. Dacă centrala însă este construită în B, atunci va fi necesar ca de la A la B să se transporte purtătorul energiei primare, de exemplu cărbune, cu puterea calorifică de 6 ooo kcal/kg, adică $\frac{6\ ooo}{86o} = 7$ kWh/kg (1 kWh = 86o kcal). Randamentul centralei din B fiind de 4o% (în condiţii ideale), puterea consumată va fi $\frac{1\ 2oo}{o,4} = 3$ ooo MW, ceea ce totalizează pe zi 3 ooo . 24 = 72 ooo MWh. Prin urmare este necesar un transport de cărbune, conţinînd 72 ooo ooo kWh energie calorică pe zi, $\frac{72.1o^6\ kWh/zi}{kWh/kg} = 1o^7$ kg/zi, adică zilnic 5oo de vagoane a 2o tone de cărbune. Soluţia economică şi tehnică mai avantajoasă este transportul energiei sub formă electrică.

Energia electrică are calităţi deosebit de valoroase pentru consumatori. Ea este divizibilă putînd alimenta şi consumatori oricît de mici. Energia livrată se poate măsura cu precizie. Ea poate fi transformată în condiţii optime în orice alt fel de energie. De aceea, nu se va renunţa la energie electrică, chiar dacă energia primară se găseşte chiar în centrul de consum, avînd în vedere avantajele energiei electrice din punctul de vedere al distribuţiei şi utilizării. Combustibilii nucleari se transportă uşor, la distanţe mari; de aceea centralele nucleare pot fi situate la distanţe nu prea mari de la centrele de consum. Centralele nucleare vor produce însă tot energie electrică, pentru motivele arătate. Menţionăm că, în acele cazuri cînd centrala este în apropierea consumatorilor, este avantajos pentru îmbunătăţirea randamentului livrării de energie, să se asigure şi necesarul de energie termică a consumatorilor tot de la centrală (termoficare).

B. ISTORIC

Producerea, transportul şi distribuţia energiei electrice s-au dezvoltat foarte rapid, de circa 8o de ani, ajungînd în prezent la o mare perfecţiune. Dezvoltarea rapidă a corespuns unor necesităţi tehnice şi economice de primă necesitate ale industriei; de aceea, descoperirile noi, îmbunătăţirile şi perfecţionările tehnice s-au introdus şi s-au generalizat rapid. Mai mult chiar, ele au apărut uneori aproape simultan în diferite ţări.

Pe plan mondial, dezvoltarea poate fi caracterizată prin următoarele jaloane:

1874 **Piroţki**, a transportat 6 CP, în c.c., la 1 km.

1876 Jablocikov şi Usaghin au construit primul transformator; aproape simultan: Déry-Bláthy-Zipernovski, la Ganz, Budapesta.

1882 Oskar Miller şi Marcel Deprez au realizat pe linie de telegraf, cu 16 mm^2, de la Miesbach la München (57 km) transportul unei puteri de 15 CP, la 2 kV, c.c., cu $\eta = 22,5\%$. In acest timp s-a folosit pentru iluminat c.c. la 11o V, deoarece la tensiuni mai mari nu s-au putut confecţiona becuri bune. Pentru a ridica tensiunea de distribuţie la 22o V, lămpile s-au repartizat pe două punţi de 11o V fiecare.

1891 inginerul rus Dolivo-Dobrovolski, care în 1889 a inventat motorul asincron (azi principalul consumator de putere trifazată), realizează prima linie de transport trifazată de la Lauffen la Frankfurt, 175 km, 2o kV, cu 12,5 mm^2, puterea transportată 1oo kW, $\eta = 75\%$.
Transportul energiei electrice de curent alternativ la distanţe mai mari a devenit posibil prin folosirea transformatorului. Este interesant de observat că necesitatea transportului de energie a fost arzătoare în momentul realizării primului transport în trifazat de către Dolivo-Dobrovolski; de aceea dezvoltarea ulterioară a fost foarte rapidă. Pentru ilustrarea situaţiei se aminteşte că la un concurs publicat în S.U.A., pentru a da o soluţie tehnică pentru realizarea unui transport de energie

de la Niagara la Buffalo, s-a propus folosirea unei transmisii cu cablu de oţel. Evident, transportul nu s-a realizat.

1906 Thury realizează un transport la 125 kV curent continuu de la Moutièrs la Lyon. Atît generatoarele cît şi motoarele (sau becurile) erau conectate în serie. Scoaterea din circuit se făcea prin scurtcircuitarea elementului respectiv. Distribuţia se făcea deci la curent constant şi tensiune variabilă. Tensiunea sursei trebuia adaptată la numărul total de consumatori în circuit, operaţie dificilă. Astăzi, consumatorii se conectează în paralel, distribuţia făcîndu-se la tensiune constantă şi curent total variabil, în funcţie de puterea totală cerută. Cu sistemul lui Thury ca ultimă realizare, curentul continuu a cedat treptat locul în transport şi distribuţie pînă aproape de zilele noastre sistemelor de curent alternativ trifazate. Astăzi, la tensiuni foarte mari şi în condiţii speciale (trecerea sub mări), curentul continuu se foloseşte şi se va folosi tot mai mult pentru transportul energiei electrice. Trecerea de la curent continuu la curent alternativ şi invers se face cu ajutorul mutatoarelor.

1907 Hewlett construieşte izolatorul cu capă, care îi poartă numele. Acesta este un element component al izolatoarelor suspendate (în lanţ). Astfel a apărut posibilitatea realizării unei izolaţii potrivite pentru linii de înaltă tensiune.

1908 Prima linie de 110 kV.

1923 Prima linie de 220 kV în S.U.A. Liniile din S.U.A. se caracterizează prin aceea că funcţionează cu nulul pus rigid la pămînt. In Germania, prima linie de 220 kV s-a realizat în 1929. Liniile de înaltă tensiune din Germania s-au construit cu nulul izolat (sau liber, adică nelegat la pămînt).

1932 U.R.S.S., hidrocentrala de la Nipru, cea mai mare în acel timp în Europa.

1937 Hidrocentrala de la Boulder-Dam, cu transport de energie la Los Angeles, la 430 km, 275 kV.

1952 Suedia, prima linie de 380 kV. In 1955 se realizează linia de 400 kV, 1 000 km de la Kuibîşev la Moscova; 1957, Rommerskirchen-Hoheneck, R.F.G., 340 km; 1958, Genissiat-Paris, linii de 400 kV şi altele. S-a construit o interconexiune la 400 kV, R.P.R.-R.S.C., care se va extinde spre R.D.G. şi alte ţări. Un sistem de 400 kV va împînzi în scurt timp toată Europa, fiind proiectate asemenea linii şi în Elveţia, Olanda, Belgia, Anglia, Austria etc.

Liniile de 400 kV se caracterizează constructiv prin folosirea conductoarelor fasciculare, adică fiecare fază este formată din 2,3 sau 4 conductoare distanţate la 40 ... 50 cm în linie, triunghi echilateral, respectiv pătrat. In S.U.A., cea mai mare tensiune folosită este în momentul de faţă de 330 ... 345 kV, conductoarele nefiind fasciculare. Se consideră că această tensiune se va introduce şi în Europa. Astfel, U.R.S.S. preconizează folosirea tensiunii de 330 kV pentru transportul puterilor mari la distanţe nu prea mari. Pentru transportul energiei electrice la distanţe mari se vor folosi şi în viitor tensiuni de la 400 kV în sus.

- In prezent, U.R.S.S. a trecut şi trece o parte a liniilor de 400 kV la tensiunea de 500 kV. Ridicarea tensiunii de exploatare este posibilă, datorită faptului că nivelul de izolaţie la liniile de 400 kV este de trei ori tensiunea nominală de fază, adică $3\frac{400}{\sqrt{3}}$ kV; s-a constatat însă că pe linii cu tensiuni atît de înalte, supratensiunile sînt numai de aproximativ 2,5 ori mai mari decît tensiunea nominală, ceea ce permite ridicarea tensiunii de exploatare la 500 kV ($2{,}5\frac{500}{\sqrt{3}} \cong 3\frac{400}{\sqrt{3}}$). Prin ridicarea tensiunii creşte capacitatea de transport, rezultînd economii de 15...30%. In restul Europei deocamdată tensiunea maximă rămîne cea de 400 kV. In U.R.S.S. însă tensiunea se va ridica şi mai mult, probabil pînă la 750 kV, peste care efectul Corona provoacă mari dificultăţi. Lungimea liniilor de această tensiune (fără staţii intermediare) va fi de 700 ... 1 000 km. La lungimi mari apar probleme dificile de stabilitate. Puterea transmisă va fi de aproximativ

1,5 GW pe un circuit ($k = 10^3$, $M = 10^6$, $G = 10^9$), respectiv 3 GW pe două circuite. O linie cu un circuit, sau linie simplă, are trei conductoare de fază; o linie cu două circuite, sau linie dublă, constă din două circuite în paralel, pe stîlpi comuni sau stîlpi separaţi pentru cele două linii.

- In zilele noastre, problema transportului în curent continuu se pune din nou după ce a fost abandonată timp de circa 50 de ani. Aceasta se datoreşte existenţei mutatoarelor de înaltă tensiune care transformă curentul alternativ în curent continuu (redresoare) şi curentul continuu în curent alternativ. Este în funcţie un cablu submarin care uneşte Insula Gotland cu Suedia (100 km), transmiţînd curent continuu la 100 kV, conductorul de întoarcere fiind chiar apa de mare. Intre Anglia şi Franţa, prin Canalul Mînecii (la Manche) s-a realizat un transport la $\pm$ 100 kV curent continuu, adică conductorul de dus are + 100 kV, iar cel de întors - 100 kV tensiune faţă de pămînt. De fapt, în felul acesta, tensiunea de transport (tensiunea între conductoare) este de 200 kV, dar izolaţia corespunde tensiunii de 100 kV. In U.R.S.S. s-a realizat un transport în curent continuu la $\pm$ 300 kV şi se preconizează linii lungi de curent continuu cu tensiuni pînă la $\pm$ 750 kV.

- După realizarea hidrocentralelor de la Kuibîşev şi Volgograd (de peste 2 000 MW fiecare), se află în construcţie centrale hidroelectrice şi mai puternice în partea asiatică a U.R.S.S. (Siberia), pe Enisei şi pe afluentul acestuia, Angara, care îşi ia apele din Lacul Baikal. Pe Angara se construieşte centrala de la Bratsk de 3 600 MW, iar pe Enisei o centrală şi mai mare, la Krasnoiarsk. Transportul de energie se va realiza în afară de curent alternativ de 500 ... 750 kV şi prin curent continuu de $\pm$ 400 ... $\pm$ 750 kV la distanţe de 1 000 ... 2 000 km. In anii 1960...70 se vor construi circa 2 300 km de linii de curent continuu de foarte înaltă tensiune.

In afară de centralele hidroelectrice amintite sînt cunoscute marile hidrocentrale din Statele Unite ale Americii: Grand Coolie (1974 MW, intrată în funcţiune în 1941) şi Robert Moses, de pe Niagara (1950 MW, în anul 1961).

- Ritmul de dezvoltare se urmăreşte adesea prin perioada de dublare a puterii instalate sau a energiei produse anual. Această perioadă a fost în lumea capitalistă în medie de 1o ani. In U.R.S.S. perioada de dublare este mai mică, ajungîndu-se în 1o ani la cel puţin triplul energiei produse la începutul intervalului. Dacă $a=\frac{P_1}{P_0}$ este coeficientul de creştere într-un an, avem

$$\frac{P_{1o}}{P_o} = \left(\frac{P_1}{P_o}\right)^{1o} = a^{1o} \cong 2, \text{ respectiv } 3,$$

deci

$$a \cong \sqrt[1o]{2}, \text{ respectiv } \sqrt[1o]{3} = 1,o7, \text{ respectiv } 1,12.$$

Creşterea anuală medie este deci de 7%, respectiv 12%. In R.P.R., producţia de energie electrică a crescut de la 2,1 miliarde kWh în 195o, la 7,7 miliarde kWh în 196o, deci de 3,66 ori în 1o ani. Puterea instalată a crescut de la 74o MW în 195o, la 1 5oo MW în 1958, adică s-a dublat în 8 ani. Creşterea relativ rapidă a energiei produse anual faţă de creşterea puterii instalate se datorează îmbunătăţirii exploatării centralelor electrice, creşterii numărului de ore de utilizare şi prin scurtarea perioadelor de revizie şi reparaţie, reducerea numărului de avarii, eliminarea strangulărilor, îmbunătăţirea randamentului etc.

In 1948, numai cinci termocentrale, şi anume: Grozăveşti (88 MW), Cîmpina (3o MW), Tîrnăveni (3o MW), Schitu-Goleşti (19 MW) şi Hunedoara (16 MW), precum şi o singură hidrocentrală (Dobreşti) aveau puteri instalate peste 1o MW. In prezent sînt în funcţiune sau în construcţie centrale de 1oo MW şi mai mari, ca centrala termoelectrică (CTE) de la Doiceşti de 12o MW, CTE de la Sîngeorgiu-de-Pădure de 15o MW, CTE de la Paroşeni de 25o MW, centrala electrică de termoficare (CET) de la Borzeşti de 2oo MW, centrala hidroelectrică (CHE) de la Bicaz de 21o MW. Prin termoficare se înţelege folosirea aburilor pe lîngă producerea de energie electrică şi pentru încălzire, în scopul măririi randamentului global. Centralele noi au randamente ridicate, folosind abur cu parametri ridicaţi (peste 1oo ata şi 5oo°C). Pe o scară tot mai mare se folosesc

gazele naturale drept combustibil. Se construieşte în colaborare cu Republica Socialistă Cehoslovacă o centrală de 6oo MW la Luduş, urmînd să se exporte energie electrică în Cehoslovacia. S-a construit pentru acest scop o linie de 4oo kV (Luduş-R.S.C.). Cea mai înaltă tensiune de transport în R.P.R. este în prezent de 22o kV. Liniile de 35, 6o, 11o şi 22o kV unesc între ele aproape toate centralele din ţară, realizînd astfel un sistem energetic unic.

C. UNITĂŢI DE MĂSURĂ

In cadrul cursului se va folosi sistemul de unităţi internaţionale MKSA (metru, kilogram-masă, secundă, amper). In probleme pur mecanice, unitatea de măsură pentru forţă va fi kp = kilopond = kilogramforţă = kgf = 9,81 N (newton). Formulele în MKSA sînt omogene, ele nu conţin coeficienţi numerici ca sistemele mixte. Astfel, de exemplu, legea inducţiei se va scrie

$$u = - \frac{d\psi}{dt}$$

(unde ψ este fluxul în Wb, t este dat în s, u în V) şi nu

$$u = - \frac{d\psi}{dt} \cdot 10^{-8}$$

(unde ψ este în Mx, adică în sistemul electromagnetic, t în s, iar u în V, adică în sistemul practic).

Relaţiile se vor scrie în sistemul raţionalizat. Astfel

$$\oint (\bar{H} d\bar{l}) = iN,$$

$$\oint (\bar{D}\, \overline{ds}) = q.$$

Avem, pentru spaţiul vid (respectiv aer)

$$\mu_0 = 4\pi\, 10^{-7} \text{ H/m}$$

$$\varepsilon_0 = \frac{1}{9 \cdot 4\pi \cdot 10^{9}} \text{ F/m.}$$

Folosirea sistemului MKSA nu exclude folosirea multiplilor sau submultiplilor unităţilor de bază.

Astfel putem exprima:

- rezistenţa specifică ρ în $\Omega\ mm^2/m$,
- secţiunea conductorului s în mm^2,
- densitatea de curent j în A/mm^2;

totuşi relaţiile

$$R = \rho \frac{\ell}{s} ,$$

$$i = js ,$$

$$E = \rho j ,$$

(în care ℓ este lungimea conductorului în m) exprimă pe R, i şi E în Ω , A şi V/m, fără să cuprindă coeficienţi numerici.

$$U = Z\ I, \quad S = U\ I$$

sînt satisfăcute şi dacă

S se exprimă în MVA

U şi I în kV, respectiv kA, iar

Z (respectiv R sau X) în Ω .

Aceste unităţi (MVA, kV, kA, Ω) sînt mai corespunzătoare calculelor în sisteme energetice. Subliniem că în cele ce urmează, în general nu se vor mai preciza unităţile de măsură, ştiind că ele aparţin sistemului MKSA, fiind eventual multipli sau submultipli ai mărimilor de bază, aleşi în mod corespunzător.

D. DISTRIBUŢIA ÎN CURENT CONTINUU PE TREI FIRE

La prezentarea istoricului distribuţiei energiei electrice s-a arătat că la tensiunea de 110 V curent continuu la becuri, s-a putut folosi o tensiune de 220 V repartizată pe două punţi. Situaţia este ilustrată de figura I.1. Tensiunea totală U (= 220 V) se repartizează pe cele două punţi proporţional cu rezistenţele rezultante R_1, respectiv R_2, deoarece

$$\frac{U_1}{R_1} = I_1 = I_2 = \frac{U_2}{R_2} .$$

În figură $R_1 > R_2$, deci $U_1 > U_2$. Prin urmare becurile pe puntea 2 luminează slab, iar cele de pe puntea 1 luminează prea tare şi se pot arde. La un scurtcircuit pe puntea 2, rezultă

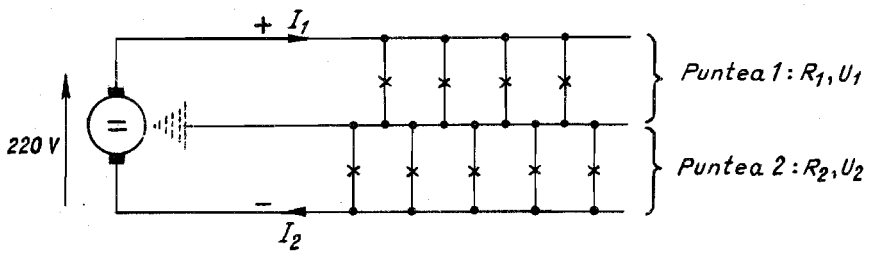


Fig. I.1. Distribuţie pe 3 fire cu nulul liber.

$U_2 = 0$ şi $U_1 = U - U_2 = U$, deci becurile de 110 V primesc tensiunea dublă, de 220 V. Este necesar prin urmare, ca potenţialul conductorului neutru să nu varieze în funcţie de sarcină.

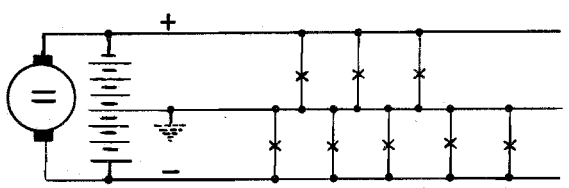


Fig. I.2. Baterie de acumulatoare divizoare de tensiune.

Fixarea potenţialului neutrului se poate face cu o baterie de acumulatoare divizoare de tensiune, alimentată de la tensiunea U (fig.I.2).

Pentru fixarea potenţialului nulului se poate folosi şi o bobină de divizare (bobină Dolivo-Dobrovolski), alimentată în curent alternativ, eventual în trifazat (de exemplu, microcentrala de la Muntele-Mic). Bobina B (fig. I.3) se alimentează de la 2 respectiv 3 inele (I), legate la puncte fixe (α, β, γ) ale indusului dinamului de curent continuu.

Intr-o diagramă a tensiunilor (fig. I.4), punctele α şi β, respectiv α, β şi γ, se reprezintă pe un cerc la 180^o, respectiv 120^o. Potenţialul punctului 0 corespunde, în urma divizării tensiunii printr-o bobină simetrică, centrului cercului.

Punerea la pământ a nulului limitează tensiunea unui conductor aproximativ la $\frac{U}{2}$ (tensiunea de fază; tensiunea U între conductoare; tensiunea între faze sau înlănţuită).

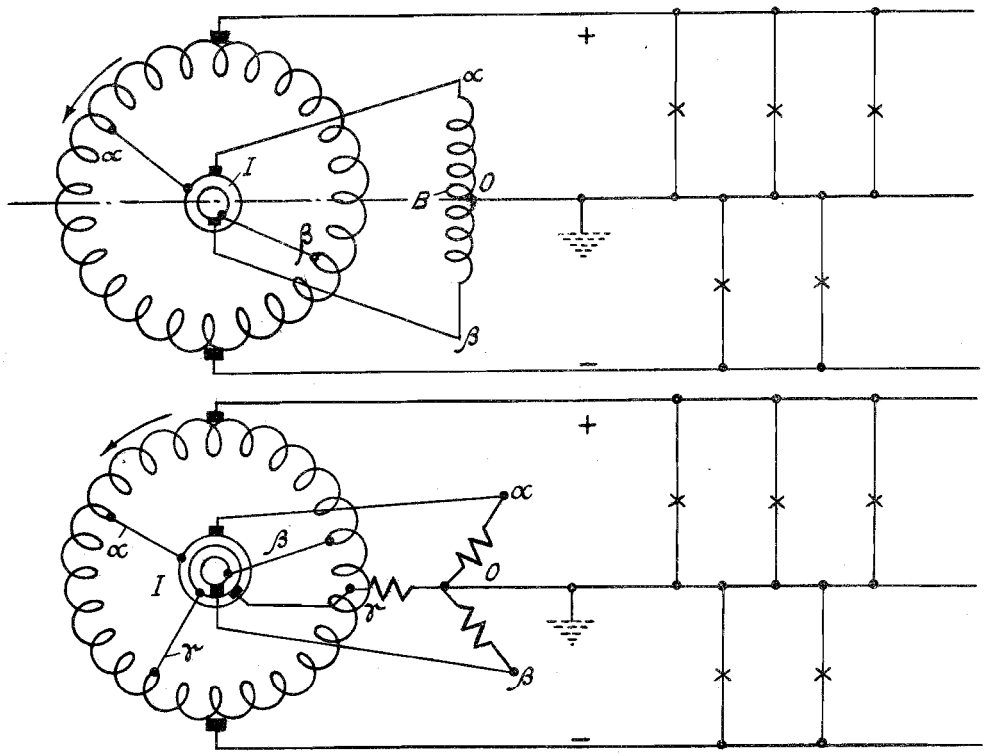


Fig. I.3. Divizarea tensiunii cu bobină Dolivo-Dobrovolski.

E. TENSIUNI NORMALIZATE, REGIMUL (TRATAREA) NEUTRULUI

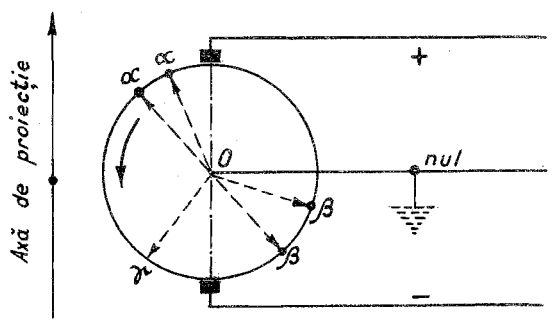


Fig. I.4. Diagrama tensiunilor (diagrama se rotește, axa de proiecție este fixă).

Punctul neutru al generatorului sau al transformatorului poate fi legat la pământ (rigid) sau izolat față de pământ (sau liber). In prima categorie intră și legarea la pământ printr-o impedanță mică, în a doua categorie intră legarea la pământ printr-o bobină de reactanță mare.

Figura I.5 reprezintă cazul legării directe la pământ. Se observă că potențialul punctului P (pământul) coincide cu potențialul punctului N (punctul neutru). Izolația față de pământ trebuie să corespundă deci tensiunii de fază U_f (U fără indice înseamnă tensiune între faze). La o punere la pământ, ca în figură, apare un scurtcircuit, iar linia se deconectează prin acțiunea protecției.

Figura I.6 reprezintă cazul funcţionării cu nulul izolat. In regim normal, din motive de simetrie, P coincide cu N.Deci izolaţia faţă de pământ este solicitată la tensiunea de fază U_f. La punerea la pământ a fazei c, de exemplu, punctul P se mută în diagrama tensiunilor în c. Conductoarele a şi b vor avea deci faţă de pământ tensiunea dintre faze U. Izolaţia va trebui să corespundă tensiunii dintre faze. In schimb, linia poate funcţiona un timp scurt cu faza pusă la pământ, pentru că în acest caz punerea la pământ nu reprezintă un scurtcircuit.

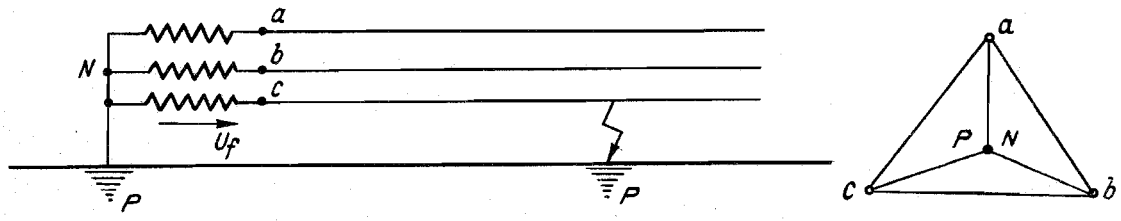


Fig. I.5. Scurtcircuit monofazat la o reţea cu nulul legat direct la pământ.

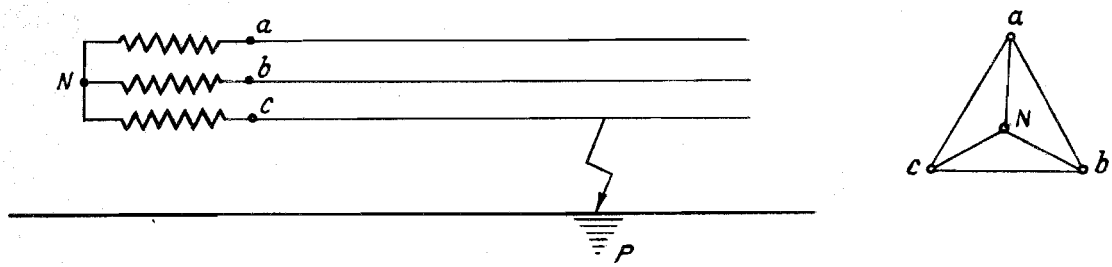


Fig. I.6. Punere la pământ la o reţea cu nulul izolat.

Mărirea nivelului izolaţiei este acceptabilă numai la tensiunile medii (1 ... 6o kV). In trecut, şi liniile de 11o şi 22o kV din Europa s-au construit cu nulul liber, deci cu izolaţie mărită.

Tabela alăturată prezintă tensiunile normalizate şi indică regimul neutrului.

Adesea, în lipsa unor tensiuni mai înalte, tensiunile de 1 ... 6o kV se denumesc înalte.

U (kV)	o,38/o,22 (joasă tensiune)	(o,5),1,3,6,1o,15, 35,6o (medie tensiune)	11o 22o 4oo... (înaltă tensiune)
Regimul neutrului	Pus la pămînt Există conductor neutru	Nulul izolat	Pus la pămînt

Se consideră joasă tensiune o tensiune sub 25o V faţă de pămînt. Reţeaua de o,38/o,22 intră în această categorie datorită punerii nulului la pămînt. Astfel, între un conductor şi pămînt ar putea apare tensiunea dintre faze de 38o V. Conductorul neutru permite conectarea becurilor şi aparatelor de consum casnice la 22o V. Motoarele se conectează numai la conductoarele de fază, reprezentînd o sarcină simetrică. La tensiuni mai mari, nu este necesar conductorul neutru, neexistînd consumatori monofazaţi care să se alimenteze de la tensiunea de fază. Tensiunea de o,5 kV este considerată adesea joasă tensiune. Ea se foloseşte pentru alimentarea motoarelor mari.

Tensiunile enumerate mai sus sînt tensiuni normalizate de bază. Afară de ele apar şi altele, intermediare (de exemplu 154 kV). Pentru a acoperi căderile de tensiune pe linii se normalizează pentru generatoare tensiuni derivate, cu 5% mai mari decît tensiunile de bază (de exemplu, 1o,5 kV). La transformatoare, tensiunea nominală, înscrisă pe plăcuţă, apare la mers în gol şi alimentare cu tensiunea nominală primară. La încărcare cu curentul nominal tensiunea scade cu cel mult tensiunea de scurtcircuit, în funcţie de faza curentului. In medie pierderea de tensiune este în jur de o,5 U_{sc}. Pentru a acoperi căderile de tensiune şi pe linii, tensiunea nominală se măreşte cu 5 ... 1o% faţă de tensiunile de bază normalizate, după mărimea tensiunii de scurtcircuit. Astfel, la un transformator de 11o kV, U^*_{sc} = o,1o5 (adică 1o,5%, * indică raportarea tensiunii de scurtcircuit la tensiunea nominală). Se alege U_n = 1,1.11o= = 121 kV. Căderea de tensiune în transformator poate fi de circa o,o5. U_n = 5,5 kV. La bornele secundare rămîn deci 121-5,5= = 116,5 kV. Dacă pe linie apar căderi de tensiune de 1o%, adică de 11 kV, tensiunea la sfîrşitul liniei va fi de 1o5,5 kV.

Tensiunea mijlocie pe linie va fi de 11o kV. Transformatorul de la sfîrşitul liniei va avea în primar o priză corespunză - tor tensiunii de 1o5,5 kV. Observăm că,datorită prizelor,adică a rapoartelor de tensiune diferite de raportul tensiunilor de bază normalizate, sînt admisibile pierderi de tensiune relativ mari pe linii. La tensiuni mai mici, atît tensiunile de scurtcircuit, cît şi pierderile de tensiune admise sînt mai mici. Astfel la joasă tensiune U^*_{sc} = o,o55 (5,5%),iar tensiunea nominală secundară a transformatorului coborîtor este de 1,o5 (o,38/o,22) = o,4/o,23 kV.

F. CLASIFICAREA CONSUMATORILOR

După importanţa lor, consumatorii de energie electrică se împart în trei categorii:

C a t e g o r i a I: Consumatori cu sarcini importante, pentru care întreruperea alimentării cu energie electrică prezintă pericole pentru viaţa oamenilor, sau produce rebutări în producţie, defectarea utilajului, oprirea îndelungată a întreprinderii,întîrzieri pentru restabilirea procesului tehnologic, dezechilibrarea funcţionării transporturilor electrificate sau dezorganizarea vieţii unui mare oraş.

C a t e g o r i a II: Consumatori cu sarcini importante, dar pentru care întreruperea alimentării cu energie electrică poate însemna numai neîndeplinirea normei de producţie.

C a t e g o r i a III: Consumatori cu sarcini neimportante, ca de exemplu raioanele agricole, secţiile auxiliare ale uzinelor, întreprinderi industriale mici cu un singur schimb de lucru, unii consumatori urbani etc.

Pentru primele două categorii de consumatori trebuie să se asigure alimentare de rezervă. Daunele produse prin întreruperea alimentării reprezintă un multiplu mare al valorii energiei electrice nelivrate. De aceea, prin proiectare, construcţie şi exploatare corectă, întreruperile trebuie reduse la un minim,asigurîndu-se consumatorilor energie electrică la tensiune sinusoidală,trifazată,simetrică,cu variaţii minime ale tensiunii şi frecvenţei. Acestea reprezintă cerinţele faţă de calitatea energiei electrice livrată consumatorilor.

P A R T E A Î N T I I

REŢELE ELECTRICE

C a p i t o l u l I I

CONSTRUCŢIA LINIILOR

A. CLASIFICAREA LINIILOR

Reţelele se clasifică după construcţia lor în felul următor:

- interioare (în clădiri),
- exterioare { linii aeriene / linii cu cabluri.

In probleme de transport şi distribuţie prezintă interes liniile aeriene şi cablurile subterane.

B. LINII AERIENE

Liniile aeriene prezintă următoarele avantaje faţă de cabluri:

- se realizează cu investiţii relativ mici,
- avariile se descoperă uşor,
- repararea se face uşor.

1. Conductoarele. Materialele folosite pentru conductoare trebuie să aibă două calităţi:

- conductibilitate electrică mare,
- rezistenţă mecanică mare.

După forma secţiunii deosebim:

- Conductoare unifilare.

- Conductoare multifilare, monometalice, formate din mai multe fire, răsucite, din acelaşi material (funii). Neomogenitatea unui fir reprezintă o slăbiciune locală de mai mică importanţă decît la conductoarele unifilare, care, din această cauză, nu se folosesc la linii importante.

- Conductoare multifilare, bimetalice, formate, de exemplu, dintr-un miez, din mai multe fire din oţel (Ol) şi o manta din mai multe fire de aluminiu (Al). Oţelul măreşte rezistenţa mecanică, dar nu participă la conducerea curentului.

- Conductoare tubulare, folosite pentru a asigura un diametru mare, la secţiune, şi deci greutate mică. Diametrul mare micşorează, la tensiune dată, intensitatea E a cîmpului electric de la suprafaţa conductorului, acolo unde E este maxim. Acest lucru este necesar pentru a evita efectul corona (o descărcare autonomă incompletă) şi deci pierderea de energie, care apare dacă $E > E_{cr}$ (E_{cr} = 3o kV/cm, valoare care apare ca amplitudine la o variaţie sinusoidală cu valoarea efectivă $E_{cr} = \frac{3o}{\sqrt{2}} = 21$ kV/cm). Considerăm deci $u = \int (\bar{E}\, d\bar{\ell}\,) =$ = dat (între două conductoare). În jurul conductorului, la distanţe nu prea mari, cîmpul apare practic radial şi uniform. Prin urmare $E_r \cdot r \cong$ const, E_r fiind intensitatea cîmpului la suprafaţa conductorului (r = raza). E_r se micşorează prin mărirea razei. Conductoarele tubulare se folosesc numai la $U \geqslant$ 22o kV. La $U \geqslant$ 4oo kV se folosesc conductoare fasciculare, formate din 2 ... 4 funii pe fază.

Materialele conductoare folosite sînt următoarele:

- Cuprul (electrolitic, tras la rece). Are conductibilitate electrică şi rezistenţă mecanică mare. Se consideră material deficitar, fiind indispensabil la o serie de aparate şi maşini electrice. De aceea, acolo unde este posibil, se va înlocui, de exemplu, cu aluminiu. Bronzul (Cu + Sn) are conductibilitate ceva mai mică decît cuprul, dar rezistenţă mecanică mărită. Se foloseşte la deschideri mari (traversări) şi nu în întreaga lungime a liniei.

- Aluminiul trebuie să fie foarte pur. Are conductibilitate electrică (la secţiune dată) mai mică decît cuprul. Cum însă greutatea specifică este de $\frac{8,9}{2,7} = 3,3$ ori mai mică decît la cupru, iar conductibilitatea numai de $\frac{53}{32} = 1,65$ ori mai mică, rezultă la greutate dată (deci secţiuni inegale) o conductibilitate de $\frac{3,3}{1,65} = 2$ ori mai mare la aluminiu decît la cupru. Efectul pelicular măreşte rezistenţa electrică a conductorului în măsură neînsemnată la 5o Hz. Numai la secţiuni foarte mari (bare colectoare) se ţine seama de această creştere. Rezistenţa de rupere a aluminiului este de $\frac{39}{16} \cong 2,5 < 3,3$ ori mai mică decît a cuprului. In condiţii normale deci mărirea secţiunii măreşte suficient rezistenţa conductorului. Forţa vîntului şi greutatea chiciurii cresc însă la mărirea secţiunii. De asemenea şi săgeata pe care o prezintă conductorul de aluminiu în deschidere este mai mare decît în cazul folosirii cuprului, în special la deschideri mari. De aceea, la deschideri mari se preferă conductoarele de oţel-aluminiu. Aliajul aluminiului (cu Mg şi Si) numit Aldrey are calităţi mecanice superioare, iar conductibilitatea electrică este numai cu puţin mai mică decît cea a aluminiului. Permite realizarea unor deschideri mari între stîlpi.

- Oţel-aluminiu (Ol-Al). Este conductorul cel mai mult folosit azi pentru linii de înaltă tensiune. Secţiunea nominală se referă la partea de Al. Raportul secţiunii oţelului faţă de aceea a aluminiului este normal 1/6. La conductoare întărite acest raport este de aproximativ 1/4. Săgeţile sînt relativ mici, iar ruperea nu se produce decît la depunerea unor cantităţi deosebit de mari de chiciură.

- Oţelul are rezistenţă mecanică mare ($\sigma_r = 12o$ kg/mm^2) de aceea conductorul din oţel poate fi de secţiune mică. Rezistenţa specifică este însă mare, iar din cauza permeabilităţii magnetice (μ) mari efectul pelicular este atît de pronunţat, încît curentul trece practic numai printr-un strat subţire de la suprafaţa conductorului. Astfel rezistenţa este invers proporţională cu perimetrul, nu cu secţiunea. Din cauza rezistenţei mari, conductoarele de oţel se folosesc numai în cazul sarcinilor mici (de exemplu rurale).

Secţiunile minime ale conductoarelor sînt determinate de considerente mecanice şi de efectul corona. Din considerente mecanice, secţiunile minime sînt (la conductoare multifilare) de 1o mm^2 la Cu, 16 mm^2 la Al, respectiv 16 şi 25 mm^2 la linii importante. Efectul corona nu apare la aceste secţiuni şi tensiuni pînă la 35 kV. La tensiuni peste 6o kV secţiunile trebuie mărite din cauza efectului corona.

S o l i c i t ă r i. Conductoarele sînt supuse la solicitări mecanice datorită:

- variaţiilor de temperatură,
- depunerii de chiciură,
- acţiunii vîntului şi
- vibraţiilor.

2. Izolatoare şi suporţii lor. Figura II.1 reprezintă un izolator de joasă tensiune. Suportul curb reprezentat la dreapta nu se deşurubează la tracţiune unilaterală în conductor, deoarece conform figurii forţa din conductor nu dă un moment în raport cu axa suportului.

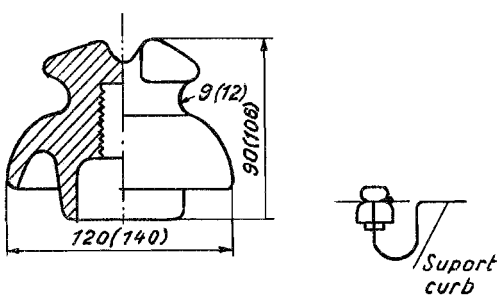


Fig. II.1. Izolator de joasă tensiune.

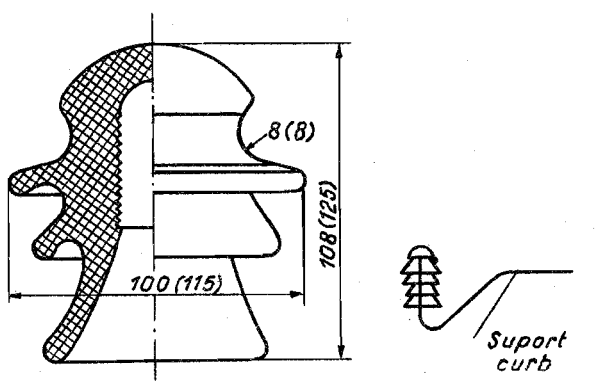


Fig. II.2. Izolator Δ -6.

Figura II.2 reprezintă un izolator delta de 6 kV. Denumirea rezultă din forma izolatorului. Suportul curb este alungit din cauza tensiunii mai mari.

Figura II.3 reprezintă un element al unui lanţ de izolatoare. La 11o kV, lanţul este format din 7 elemente, iar cel de întindere, din cauza poziţiei orizontale, din 8 elemente.

Porţelanul între capă şi partea superioară a tijei interioare este comprimat. Capacitatea între aceste armături este mare. Totuşi capacităţile faţă de pămînt (faţă de stîlp) nu se pot neglija. De aceea din punct de vedere electric, lanţul nu se comportă ca fiind format din capacităţi în serie şi prin urmare tensiunea nu se repartizează uniform pe elemente. La această problemă se va reveni la alegerea izolatoarelor.

Figura II.4 reprezintă un izolator în formă de tijă. Iniţial un asemenea element a fost scurt. Azi se poate folosi la 110 kV un singur element de lungime potrivită. Porţelanul este solicitat la întindere, de aceea trebuie să fie de calitate superioară. La 220 kV se folosesc 2 elemente, la 400 kV 4 elemente. Repartizarea tensiunii pe elemente este şi mai neuniformă, din cauza capacităţilor mici dintre armăturile metalice care se găsesc la capetele tijei.

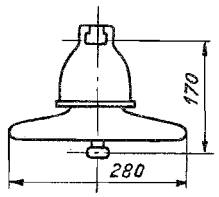


Fig.II.3. Izolator cu capă.

Fig.II.4. Izolator tijă.

3. Aşezarea conductoarelor pe stîlpi. Conductoarele sînt de două feluri:

- active şi
- de protecţie.

Primele reprezintă cele trei faze ale liniei propriu-zise. Conductoarele de protecţie, 1 sau 2 la număr (numite şi fire de gardă, de pămînt) servesc la:

- Protecţia conductoarelor active împotriva supratensiunilor atmosferice. Firul de protecţie le ecranează şi, fiind pus la pămînt la fiecare stîlp, conduce la pămînt sarcinile corespunzătoare supratensiunii (lovitură de trăsnet). In acest timp, conductorul de protecţie are tensiunea RI, I fiind curentul care trece prin rezistenţa R de punere la pămînt. Este necesar ca R să fie suficient de mic, pentru ca să nu apară străpungeri sau conturnări, denumite inverse, de la stîlpul normal lipsit de tensiune, la conductoarele active.

- Punerea în paralel a stîlpilor. Prin aceasta, rezistenţa echivalentă de punere la pămînt scade. La un scurtcircuit la pămînt produs prin conturnarea unui izolator al liniei cu neutrul legat direct la pămînt, curentul de scurtcircuit trece prin stîlp şi rezistenţa R de punere la pămînt. Aceasta este chiar rezistenţa pămîntului în jurul fundaţiei stîlpului.

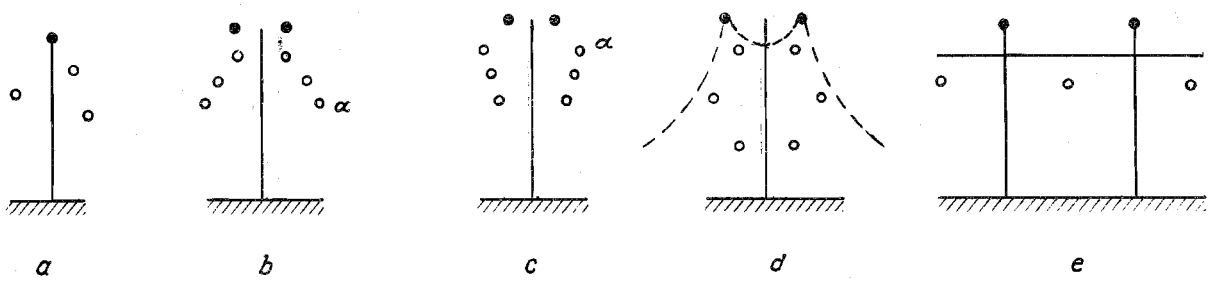


Fig. II.5. Aşezarea conductoarelor (coronamentul).

Căderea de tensiune RI formează tensiunea de atingere a stîlpului, iar căderea de tensiune la suprafaţa pămîntului, la distanţa de un pas (distanţa între cele două picioare ale unui om), este tensiunea de pas, amîndouă periculoase pentru persoana care se află la locul scurtcircuitului. Datorită conductorului de protecţie, o parte a curentului de scurtcircuit trece în pămînt prin alţi stîlpi, cu care firul de pămînt face legătura. Repartizarea curentului nu este uniformă pe toţi stîlpii, datorită rezistenţei conductorului de pămînt. Pe figurile II.5,a...e, conductoarele de protecţie sînt notate cu cercuri pline.

Figurile II.5,a şi e reprezintă linii simple cu un fir de protecţie, respectiv două fire de protecţie, iar figurile II.5,b,c şi d linii duble cu două fire de protecţie. Se observă că în nici un caz conductoarele nu se dispun în plan vertical, deoarece la căderea chiciurii de pe conductorul inferior, acesta va oscila, putîndu-se apropia prea mult de conductorul aşezat deasupra.

Figura II.5,b prezintă coronamentul în "brad", iar figura II.5,c în "brad invers". La ruperea conductorului α, care produce cel mai mare moment de torsiune în raport cu axa stîlpului, momentul de încovoiere la baza stîlpului (moment de

răsturnare) va fi mai mic în cazul b. Figura II.5, e reprezintă un stîlp portal.

Firele de protecţie sînt astfel dispuse încît conductoarele active să fie în zona de protecţie. Această zonă este sub linia punctată trasată, pentru exemplificare, în figura II.5,d.

Din figura II.5,a ... e se constată că, ţinînd seama şi de prezenţa pămîntului, dispunerea conductoarelor nu prezintă simetrie. De aceea, reactanţa inductivă $X = \omega L$ şi susceptanţa capacitivă $B = \omega C$ pe kilometru diferă la cele trei conductoare. Dacă la începutul liniei, tensiunile şi curenţii formează un sistem simetric, datorită căderilor de tensiune $\bar{I}jX$ şi a derivaţiilor de curenţi capacitivi $\bar{U}_f jB$ inegale pe cele trei faze, tensiunile şi curenţii la sfîrşitul liniei nu vor mai fi simetrici. Ca să nu se întîmple aşa, conductoarele trebuie transpuse, adică locul lor pe stîlp trebuie schimbat. O transpoziţie completă trebuie efectuată la fiecare tronson mai lung al unei linii de înaltă tensiune. Prin transpoziţie trebuie realizate toate poziţiile relative posibile pentru conductoarele liniei. Figura II.6 reprezintă: a) transpunerea unei linii simple, b) transpunerea unei linii duble.

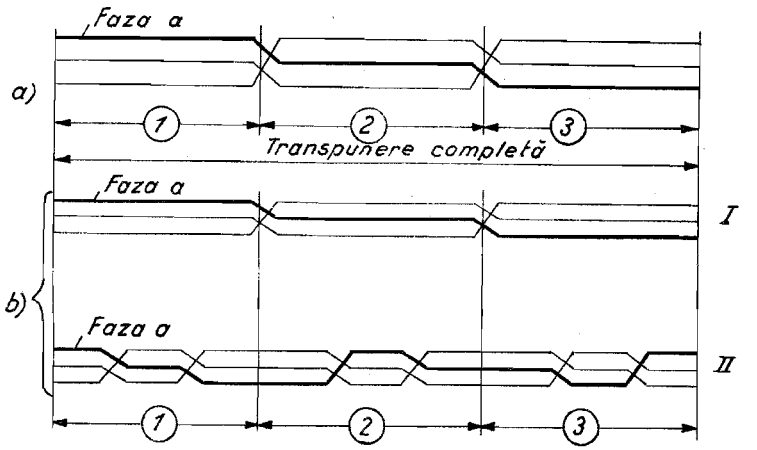


Fig. II.6. Transpunerea fazelor.

Prin transpoziţie, fiecare fază prezintă o reactanţă şi o susceptanţă medie.

4. <u>Stîlpii liniilor aeriene.</u> Figura II.7 reprezintă profilul longitudinal al unei linii de transport cu indicarea diferitelor tipuri de stîlpi. După funcţiile lor, stîlpii sînt de următoarele tipuri:

- de susţinere S (sau intermediari),

- de întindere I (sau de ancorare),
- de colţ C, respectiv de colţ şi întindere CI,
- speciali T (terminali de traversare, de transpunerea fazelor).

Stîlpii de susţinere formează majoritatea stîlpilor liniei. Ei susţin conductoarele. Lanţul de izolator stă vertical în mod normal, forţele în conductoare din cele două deschideri fiind echilibrate. La ruperea conductorului într-o deschidere,

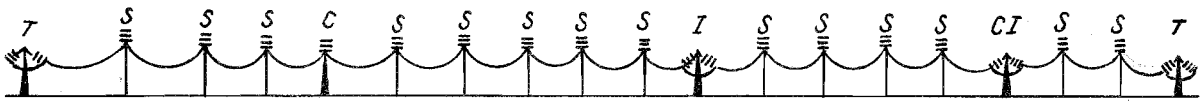


Fig. II.7. Tipuri de stîlpi.

lanţul se înclină, de aceea forţa din conductor în deschiderea vecină se micşorează. Astfel, stîlpul nu este supus la întreaga tracţiune din conductor. Dacă conductorul poate aluneca în clema de fixare, forţa scade şi mai mult, iar stîlpul devine mai ieftin. Prin micşorarea tracţiunii în fir se înclină şi izolatorul vecin, prin aceasta forţa scade şi în deschiderea următoare ş.a.m.d. Efectul unei avarii se resimte deci la un număr mare de deschideri.

Stîlpii de întindere au izolatoare de întindere, care fixează poziţia conductorului. Stîlpul este mai puţin înalt, lanţul de izolatoare fiind întins aproape orizontal. Intre cele două lanţuri de întindere pe o fază, legătura electrică se face printr-o buclă de conductor, neîntinsă. Stîlpul de întindere limitează orice nesimetrie de tensiune mecanică în conductor, diferenţa de forţă fiind preluată de stîlp. In particular, la montarea (întinderea) conductorului, stîlpul de întindere este punctul de plecare şi preia toată forţa din fir. De aceea, el trebuie dimensionat să reziste la forţe orizontale mari şi este relativ scump. Se foloseşte la distanţe de 2...6 km, locul de amplasare fiind ales după necesităţi (de exemplu la traversări).

Stîlpii de colţ sînt solicitaţi, conform figurii II.8, la o forţă dirijată după bisectoarea unghiului format în colţ.

Stîlpul de colţ şi întindere se echipează cu izolatoare de întindere.

Stîlpii terminali au izolatoare de întindere. Ei sînt supuşi, spre deosebire de stîlpii de întindere, la solicitări orizontale şi la funcţionare normală.

Stîlpii de traversare sînt stîlpi înalţi cu condiţii deosebite de funcţionare.

Stîlpii pentru transpunerea fazelor au traverse şi izolatoare suplimentare pentru trecerea conductorului într-o poziţie schimbată. Numărul de transpuneri trebuie să fie cît mai mic pentru că stîlpii speciali sînt scumpi, iar la locul de transpunere avariile sînt mai frecvente.

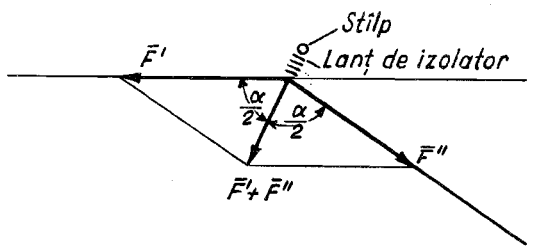


Fig. II.8. Vederea în plan a unui stîlp de colţ.

După materialul de construcţie deosebim:

- stîlpi de lemn,
- stîlpi metalici şi
- stîlpi din beton armat.

- Stîlpii de lemn sînt ieftini, lemnul reprezintă o izolaţie suplimentară. Durata de viaţă este însă scurtă în special la esenţe moi; de aceea, lemnul se impregnează. Se folosesc şi la tensiuni înalte, uneori pînă la 220 kV. In prezent, în ţara noastră, nu se mai folosesc stîlpi de lemn pentru construcţia liniilor electrice de înaltă tensiune.

- Stîlpii metalici se construiesc ca stîlpi cu zăbrele sau stîlpi tubulari. Sînt rezistenţi, dar scumpi. Trebuie vopsiţi periodic contra ruginii.

- Stîlpii din beton armat sînt mai ieftini, întreţinerea este uşoară, însă transportul lor este greu. La noi se folosesc din ce în ce mai mult. Prin centrifugare se poate obţine o secţiune tubulară, rezistentă.

5. Armături. La linii aeriene se folosesc piese de fixare (armături, cleme) pentru :

- fixarea conductorului pe lanţul de izolatoare,
- îmbinarea conductoarelor între ele,
- fixarea lanţului de izolatoare pe stîlp.

Figura II.9 reprezintă o clemă pentru prinderea conductorului la lanţul de izolatoare al unui stîlp de susţinere.Clema de susţinere poate fi:

- fixă,
- oscilantă,
- cu alunecare.

In figura II.9,P reprezintă patul clemei. Acesta susţine conductorul. La clema fixă, funia este menţinută fix în pat prin placa A, strînsă cu bulon. Legarea la lanţul de izolatoare se face la O.

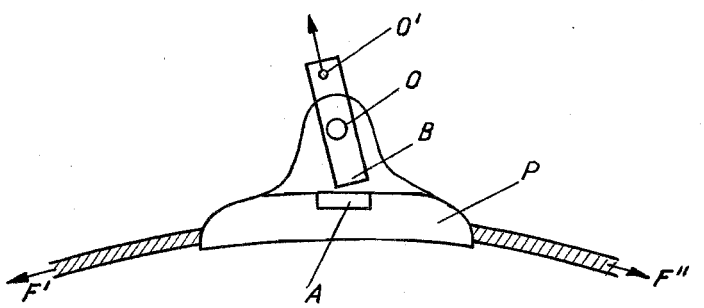


Fig. II.9. Clemă de susţinere.

La clema oscilantă, legarea la lanţul de izolatoare se face în punctul O' al piesei oscilante B, care apasă asupra plăcii A. La o înclinare suficientă a lanţului, care apare la o forţă orizontală rezultantă F''-F' suficient de mare, piesa B eliberează placa A, iar conductorul alunecă în pat în sensul forţei mai mari,diferenţa F''-F' scade pînă la valoarea limită, cînd funia este iarăşi prinsă în pat. Astfel, forţa orizontală care acţionează pe stîlp se limitează, permiţînd dimensionarea stîlpului la o solicitare mai redusă. In schimb prin alunecarea conductorului creşte săgeata şi conductorul poate să ajungă chiar la pămînt.De aceea la locuri cu circulaţie mare nu se admit decît cleme fixe.

Clema alunecătoare nu are element de fixare a conductorului în patul clemei. Acesta alunecă deci liber, fiind reţinut doar de forţele de frecare, iar iarna de chiciură. Forţa F''-F' care poate să apară fără să se producă deplasarea conductorului, este deci relativ mică. Din cauza alunecării libere,conductorul poate să ajungă la pămînt în mai multe deschideri vecine, dacă firul se rupe într-o parte a clemei.

Celelalte tipuri de armături nu vor fi descrise în acest curs.

C. CABLURI

Faţă de liniile aeriene, liniile cu cabluri prezintă următoarele avantaje:

- se pot instala în locuri unde linia aeriană nu poate fi construită (de exemplu treceri submarine, centre de mare circulaţie),
- au siguranţă mai mare de funcţionare,
- lipsesc influenţele exterioare (supratensiuni atmosferice).

Există în schimb următoarele neajunsuri:

- costul este relativ ridicat (un multiplu faţă de liniile aeriene),
- construirea liniei durează mai mult,
- întreţinerea cere personal mai calificat,
- găsirea şi repararea locurilor avariate se face mai greu.

Figura II.1o reprezintă o secţiune printr-un cablu de 1o kV. Se observă că izolaţia între faze este de 2δ, adică dublul izolaţiei de fază, iar izolaţia faţă de pământ este tot 2δ, datorită izolaţiei de centură. Aceasta este necesară pentru că tensiunea care poate să apară între o fază şi pământ (cămaşa de plumb) este tot tensiunea înlănţuită, dacă o altă fază ajunge la pământ.

La tensiuni peste 1o kV se folosesc cabluri cu vine metalizate (sau cu cămăşi de plumb separate pentru fiecare fază). Foiţa de metal care acoperă izolaţia fazei (fig.II.11) este la potenţialul pământului, fiind în atingere cu cămaşa de plumb. De aceea, cîmpul electric fiind radial, nu are componentă tangentă la suprafaţa straturilor de hîrtie de izolaţie şi astfel rezistenţa dielectrică este maximă.

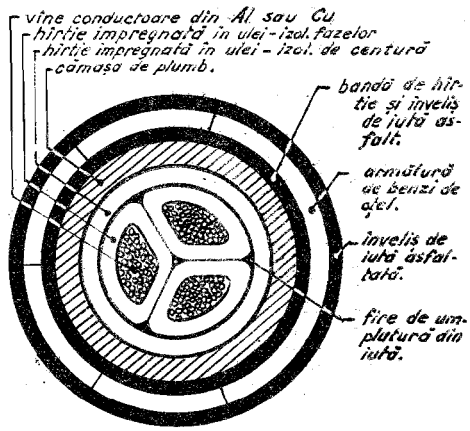


Fig. II.1o. Secţiune printr-un cablu de 1o kV.

La înaltă tensiune apar dificultăţi din cauza golurilor care se pot forma între straturile de hîrtie. Dacă în urma

unui supracurent cablul se încălzeşte, uleiul, izolaţia şi cămaşa de plumb se dilată, uleiul expandează în exterior, iar după răcire, cămaşa de plumb, nefiind elastică, nu revine complet şi de aceea între straturile de hîrtie se formează goluri neumplute cu ulei (fig. II.12). Liniile de forţă ale cîmpului de deplasare D nu suferă discontinuitate la trecerea dintr-un dielectric în altul, de aceea

$$D_g = D_i$$

sau

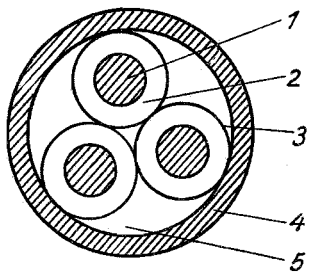
$$\varepsilon_g E_g = \varepsilon_i E_i \ ,$$

de unde

$$E_g = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_g} \cdot E_i \ .$$

Constanta dielectrică a uleiului este de circa patru ori mai mare decît a aerului (sau a vaporilor de ulei). Prin urmare

$$E_g \cong 4 E_i \ .$$



1- vînă conductoare
2- izolaţie de hîrtie îmbibată în ulei
3- foiţă de metal
4- cămaşă de plumb
5- umplutură.

Fig.II.11. Cablu cu vînă metalizată.

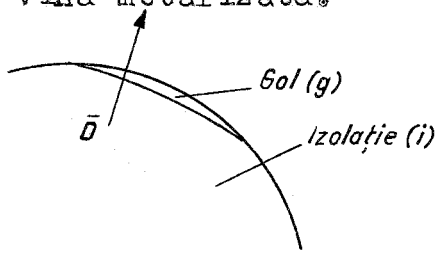


Fig. II.12. Formarea golurilor în izolaţia cablului.

În goluri avem deci un cîmp electric deosebit de intens, iar rigiditatea dielectrică este mică. De aceea, aici apare un început de descărcări care produce modificări în structura dielectricului, slăbindu-l şi provocînd pînă la urmă străpungerea izolaţiei. De aceea la cabluri de înaltă tensiune trebuie împiedicată formarea golurilor. Acest lucru se realizează:

- sau menţinînd uleiul sub presiune printr-un canal longitudinal, în care uleiul poate circula, şi camere de presiune exterioare, dispuse la capetele porţiunii de cablu,
- sau introducînd cablul într-un tub cu diametrul mai mare şi conţinînd un gaz sub presiune, care apasă din exterior asupra cămăşii de plumb, asigurîndu-i revenirea după o eventuală dilatare.

Cablurile se instalează: în pămînt, în tuburi (blocuri din beton), în tuneluri, pe pereţi sau în canale.

Armăturile pentru cabluri sînt:

- manşoanele de racord (cutii de joncţiune),
- cutiile (pîlnii) terminale.

C a p i t o l u l I I I

CALCULUL MECANIC AL LINIILOR AERIENE

A. CALCULUL CONDUCTOARELOR

Conductoarele active se aleg pe considerente electrice. Ele se întind în aşa fel încît solicitarea maximă care apare în conductor să fie cea admisibilă. Intinderea se face la temperaturi nu prea mici ($t > -10^{o}C$), fără vînt şi fără chiciură. Micşorarea temperaturii produce contractarea firului, iar chiciura şi vîntul reprezintă sarcini adiţionale, care toate măresc solicitarea în conductor faţă de aceea care a existat la întindere. Pentru ca întinderea să fie corectă sînt necesare tabele sau curbe de montare (fig. III.1), care reprezintă forţa (sau solicitarea unitară σ) cu care trebuie întins conductorul sau săgeata (f) în funcţie de temperatură (t). Curbele prezintă şi două puncte singulare la $t = -5^{o}C$, cînd se consideră că apare ca sarcină adiţională chiciura (săgeata va fi f_3), respectiv chiciură şi vînt (solicitarea unitară va fi σ_7). La celelalte temperaturi, conductorul este fără sarcină adiţională.

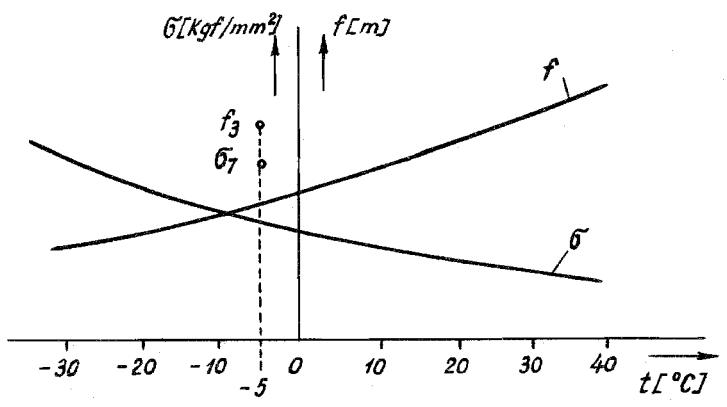


Fig. III.1. Curbe de montare.

Deschiderea ℓ şi săgeata f se definesc după figura III.2.

Solicitările asupra conductorului, datorită scăderii de temperatură, presiunii vîntului şi chiciurii pot deveni foarte mari, toate aceste elemente putînd ajunge la valori "catastrofale". Nu este economic să se ţină seama de asemenea posibilităţi, care de fapt apar la intervale foarte rare (multe zeci de ani). Baza calculului va trebui să fie valori convenţionale, fixate prin norme, în aşa fel încît soluţiile să fie economice, iar tehnic suficient de sigure. Aceste valori nu apar excepţional, ci apar cel puţin o dată la cinci ani. Existenţa normelor acoperă pentru unele regiuni lipsa unor date reale obţinute prin măsurători. Este convenabil ca în calcule secţiunile să se măsoare în mm^2. Lungimile (ℓ şi f) se vor măsura însă în m. Rezultă deci pentru volume 1 $m.mm^2=10^3$ $mm^3=$ $= 1$ cm^3. Forţa se va măsura în $kg_{forţă}$. Greutatea specifică rezultă în $kgf/m.mm^2$, de exemplu pentru gheaţă $0{,}9.10^{-3}$ $kgf/m.mm^2$. Solicitările unitare (σ) şi modulele de elasticitate (E) se măsoară în kgf/mm^2.

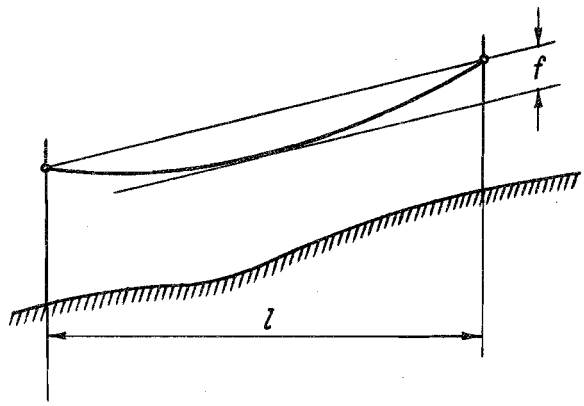


Fig. III.2. Definirea lui ℓ şi f.

Conductorul este solicitat la întindere şi încovoiere. El fiind însă multifilar, această a doua solicitare este neglijabilă. De aceea, conductorul se consideră perfect flexibil. In această ipoteză, forma curbei conductorului este un lănţişor (exprimat printr-un cosinus hiperbolic). In cazul deschiderilor obişnuite, mici ($\ell < 400 \ldots 500$ m), lănţişorul poate fi aproximat printr-o parabola, simplificînd astfel calculele. De aceea, acest caz se prezintă separat şi cu mai multe detalii.

Scopul final al calculelor este obţinerea curbelor de montare (fig. III.1).

1. <u>Sarcinile conductoarelor</u>. Suprafaţa ţării se împarte, conform standardelor, în două regiuni climaterice, linia de

delimitare fiind cu aproximaţie lanţul Carpaţilor, climatul mai blînd fiind la vest de Carpaţi. Astfel, în regiunea cu climat mai blînd, grosimea convenţională a chiciurii este de 13 mm, iar în regiunea cu climat mai aspru de 17 mm.

Chiciura se depune asupra conductorului rece (sub $0^{o}C$)de un vînt care suflă dinspre locuri umede (mare, lacuri,văi etc.) fiind saturat cu umezeală. Depunerea este nesimetrică,stratul este neomogen, de aspecte şi densităţi diferite. Chiciura convenţională se presupune că este un strat de gheaţă echivalent, de greutatea specifică de $0,9.10^{-3}$ kgf/m.mm^2 şi grosimea dată de norme. Chiciura se consideră în calcule la $-5^{o}C$, pentru că la $t < -5^{o}C$, din cauza contractării conductorului, se desprinde şi cade. Asupra conductorului încărcat cu chiciură acţionează şi vîntul. Dacă viteza vîntului creşte peste 10...15 m/s, chiciura cade. De aceea vîntul de viteza maximă fixată de norme, de 25 m/s, acţionează asupra conductorului gol, deci cu o forţă mai mică. Temperatura minimă de iarnă se consideră de $-30^{o}C$. La această temperatură nu avem chiciură şi se neglijează forţa vîntului, deoarece nu ar fi economic să se ţină seama de efectul acestuia, fiind rare cazurile cînd cele două "rele" apar simultan. Temperatura maximă de vară se consideră de $40^{o}C$.

Solicitarea maximă apare deci:

- sau la $-5^{o}C$, cu chiciură şi vînt,
- sau la $-30^{o}C$ (fără chiciură, fără vînt).

Săgeata maximă apare:

- sau la $-5^{o}C$, cu chiciură, fără vînt,
- sau la $+40^{o}C$, fără vînt.

Forţele care acţionează pe 1 m lungime de conductor şi 1 mm^2 secţiune (se consideră secţiunea totală de metal)se numesc sarcini specifice şi se vor nota cu g [kgf/m.mm^2] . Se observă că sarcinile specifice sînt analoge cu greutăţile specifice. Ele se referă însă la mai multe forţe, deci sînt mărimi medii de calcul. In calcule apar 7 sarcini specifice:

g_1 - apare datorită greutăţii proprii a conductorului

$$g_1 = \frac{\text{greutatea pe km}}{1\ 000.s}$$

La un conductor de cupru ($\gamma = 8{,}9 \cdot 10^{-3}$ kg/cm^3) sau aluminiu ($\gamma = 2{,}7 \cdot 10^{-3}$ kg/cm^3)

$$g_1 \cong 1{,}025\ \gamma ,$$

deoarece lungimea firului la 1 m de funie este, din cauza răsucirii, de circa 1,025 m.

La un conductor de Ol-Al

$$g_1 \cong 1{,}025\ \frac{\gamma_{Al}\ s_{Al} + \gamma_{Ol}\ s_{Ol}}{s} ,$$

unde $s = s_{Al} + s_{Ol}$.

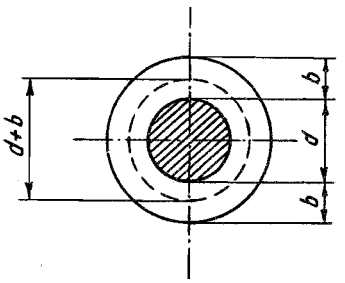


Fig.III.3. Conductor cu chiciură.

g_2 - sarcina specifică datorită chiciurii (fig.III.3)

$$s_{chiciură} = \frac{\pi}{4}\left[(d+2b)^2 - d^2\right] ; \quad g_2 = \frac{\pi b(d+b) \cdot 0{,}9 \cdot 10^{-3}}{s}$$

(unde d şi b se exprimă în mm).

$g_3 = g_1 + g_2$,

g_4 - apare prin acţiunea vîntului asupra conductorului gol. Forţa cu care vîntul acţionează pe unitatea de suprafaţă (secţiune) este

$$p_o = \alpha \cdot K \frac{V^2}{16} \cong \frac{V^2}{16}\ [\text{kgf/m}^2] ,$$

unde

$\alpha \cong 0{,}85$ ţine seama că nu peste tot în deschidere vîntul are viteza maximă V [m/s],

$k \cong 1{,}2$ este un coeficient aerodinamic,

$$g_4 = \frac{\frac{V^2}{16}\ d}{1\ 000\ s}$$

g_5 - apare prin acţiunea vîntului, de viteză $V' < V$ asupra conductorului acoperit cu chiciură

$$g_5 = \frac{\frac{V'^2}{16} \cdot (d+2b)}{1\ 000\ s} ,$$

g_6 - sarcina specifică rezultantă din g_1 şi g_4

$$g_6 = \sqrt{g_1^2 + g_4^2}$$

$g_7 = \sqrt{g_3^2 + g_5^2}$. De obicei $g_7 > g_6$.

2. Conductoare de Ol-Al. Firele care formează miezul de oţel şi mantaua de aluminiu sînt răsucite împreună la fabricaţie, la temperatura de circa 20°C. De aceea, la aplicarea unei forţe exterioare asupra funiei sau la creşterea temperaturii alungirea celor două părţi va trebui să fie aceeaşi, nefiind posibile alunecări relative. Funia se va comporta, în afară, ca o funie (fictivă) monometalică, de secţiune $s = s_{Al} + s_{Ol}$, modul de elasticitate E, coeficient de temperatură (a lungimii) α, însă în interior solicitările în partea de aluminiu (σ_{Al}) şi în partea de oţel (σ_{Ol}), rezultînd prin aplicarea asupra funiei a unei forţe exterioare şi în urma variaţiei de temperatură, vor fi inegale. Din forţa exterioară aplicată F şi secţiunea s se poate calcula o solicitare fictivă

$$\sigma = \frac{F}{s} . \qquad (III.1)$$

La mărirea lui F creşte σ_{Al} şi σ_{Ol}, σ_{Al} apropiindu-se relativ mai repede la valoarea admisibilă σ_{admAl}. Solicitarea în aluminiu mai creşte şi datorită tensiunii suplimentare în aluminiu la scăderea temperaturii. Considerînd solicitările suplimentare la temperaturile de iarnă de -5 şi -30°C, vor exista două valori diferite ale lui P la care $\sigma_{Al} = \sigma_{adm\ Al}$. La aceste valori relaţia (III.1) va da σ_{adm-5} şi σ_{adm-30}. Vor exista prin urmare, datorită eforturilor interioare diferite, două valori diferite ale solicitării admisibile pentru funia de Ol-Al.

Scopul prezentului calcul este determinarea mărimilor

$$E, \alpha, \sigma_{adm-5} \text{ şi } \sigma_{adm-30}$$

pentru funia de Ol-Al. Se consideră cunoscute mărimile geometrice şi constantele fizice pentru părţile de aluminiu şi de oţel în parte

$$a_{Al}, \quad \sigma_{adm\ Al}, \quad E_{Al}, \quad \alpha_{Al},$$
$$s_{Ol}, \quad \sigma_{adm\ Ol}, \quad E_{Ol}, \quad \alpha_{Ol}.$$

C a l c u l u l l u i E. Modulul de elasticitate se defineşte din relaţia

$$\sigma = \lambda E. \qquad (III.2)$$

Avem de asemenea, alungirile fiind aceleaşi

$$\sigma_{Al} = \lambda E_{Al} \,, \qquad (III.3)$$
$$\sigma_{Ol} = \lambda E_{Ol} \,.$$

Pe de altă parte

$$F = \sigma_s = \sigma_{Al}\, s_{Al} + \sigma_{Ol}\, s_{Ol} \,. \qquad (III.4)$$

Inlocuind (III.2) şi (III.3) în (III.4) se obţine

$$Es = E_{Al}\, s_{Al} + E_{Ol}\, s_{Ol} \,,$$

de unde

$$E = \frac{E_{Al}\, s_{Al} + E_{Ol}\, s_{Ol}}{s} \,. \qquad (III.5)$$

Dacă

$$\frac{s_{Al}}{s} \cong \frac{6}{7} \quad \text{şi} \quad \frac{s_{Ol}}{s} \cong \frac{1}{7}$$

rezultă

$$E \cong \frac{6}{7} E_{Al} + \frac{1}{7} E_{Ol} \cong \qquad (III.6)$$

$$\cong \frac{6}{7}\ 6\ 300 + \frac{1}{7}\ 20\ 000 \cong 8\ 250\ \text{kgf/mm}^2 \,.$$

Prezenţa oţelului măreşte deci numai puţin modulul de elasticitate.

Din (III.3) rezultă

$$\frac{\sigma_{Al}}{\sigma_{Ol}} = \frac{E_{Al}}{E_{Ol}} = \frac{6\ 300}{20\ 000} = \frac{1}{3,2} \,.$$

Aluminiul este deci mai puţin solicitat decît oţelul. Dar rezistenţele la rupere sînt în raportul

$$\frac{\sigma_{r\ Al}}{\sigma_{r\ Ol}} = \frac{16\ \text{kgf/mm}^2}{120\ \text{kgf/mm}^2} = \frac{1}{7,5} \,.$$

Prin urmare, deşi aluminiul este mai puţin solicitat, totuşi va ajunge mai repede la efortul admisibil, respectiv la cel de rupere. De aceea, după cum s-a mai amintit σ_{adm} pentru funie se va calcula pe baza lui $\sigma_{adm\ Al}$. Avem

$$\sigma_{adm\ Al} = \frac{\sigma_{r\ Al}}{C} \,,$$

unde coeficientul de siguranţă C are în mod normal valoarea 2, deci $\sigma_{adm\ Al} = \frac{16}{2} = 8$ kgf/mm^2. La traversări C = 2,5.

Din (III.2) şi (III.3) se obţine

$$\sigma = \sigma_{Al} \frac{E}{E_{Al}} = \sigma_{Al} \frac{8\ 250}{6\ 300} = 1,31\ \sigma_{Al} . \qquad (III.7)$$

In lipsa solicitărilor interioare (termice), cu $\sigma_{adm\ Al}$ = = 8 kgf/mm^2, rezultă

$$\sigma_{adm} = 1,31.8 = 10,5 \text{ kgf/mm}^2.$$

In realitate din cauza solicitărilor interioare, σ_{adm} va rezulta mai mic.

C a l c u l u l l u i α ş i σ_{adm}. La scăderea temperaturii cu Δt grade un fir de 1 m se scurtează cu

$$\alpha_{Al}\ \Delta t, \text{ respectiv } \alpha_{Ol}\ \Delta t.$$

Aceste expresii sînt valorile la o contractare liberă a fibrelor de Al şi Ol. La temperatura de confecţionare, la 20°C firele au fost însă răsucite împreună (fără solicitări interioare); ele nu pot aluneca unul faţă de celălalt, de aceea scurtarea reală va fi aceeaşi:

$$\alpha \Delta t.$$

Avem

$$\alpha_{Al} = 23.10^{-6}\ ^oC^{-1}$$
$$\alpha_{Ol} = 12.10^{-6}\ ^oC^{-1},$$

prin urmare

$$\alpha_{Al} > \alpha > \alpha_{Ol} .$$

Lungimea comună rezultă prin întinderea părţii de Al cu

$$(\alpha_{Al} - \alpha)\ \Delta t$$

şi comprimarea părţii de oţel cu

$$(\alpha - \alpha_{Ol})\ \Delta t.$$

Acestora le corespund solicitări suplimentare

$$\Delta\sigma_{Al} = (\alpha_{Al} - \alpha)\Delta t\ E_{Al},$$
$$\Delta\sigma_{Ol} = (\alpha - \alpha_{Ol})\Delta t\ E_{Ol}, \qquad (III.8)$$

de întindere respectiv de compresiune. De interes este numai întinderea suplimentară a firelor de aluminiu, întinse şi aşa mult la scăderea temperaturii. Forţele $\Delta\sigma_{Al} \cdot s_{Al}$ şi $\Delta\sigma_{Ol} \cdot s_{Ol}$ fiind forţe interioare, transmise prin frecarea între fire, trebuie să fie egale. Deci din (III.8)

$$(\alpha - \alpha_{Ol})\,\Delta t\, E_{Ol}\, s_{Ol} = (\alpha_{Al} - \alpha)\,\Delta t\, E_{Al}\, s_{Al},$$

de unde

$$\alpha = \frac{\alpha_{Al}\, E_{Al}\, s_{Al} + \alpha_{Ol}\, E_{Ol}\, s_{Ol}}{E_{Al}\, s_{Al} + E_{Ol}\, s_{Ol}} \,. \qquad \text{(III.9)}$$

Considerînd $\frac{s_{Al}}{s_{Ol}} = 6$, relaţia (III.9) ne dă

$$\alpha = \frac{23.10^{-6}.6\ 300.6 + 12.10^{-6}.20\ 000.1}{6\ 300.6 + 20\ 000.1} = 19{,}1.10^{-6}\ {}^{o}C^{-1} \,.$$

Cu această valoare prima relaţie (III.8) ne dă

$$\Delta\sigma_{Al} = (23.10^{-6} - 19{,}1.10^{-6}).6\ 300.\Delta t = 0{,}0245\,\Delta t.$$

La $t = -5^{o}C$, avem $\Delta t = 25^{o}C$ şi $\Delta\sigma_{Al} \cong 0{,}6$ kgf/mm^2

$t = -30^{o}C$, avem $\Delta t = 50^{o}C$ şi $\Delta\sigma_{Al} \cong 1{,}2$ kgf/mm^2.

Din cauza acestor solicitări suplimentare, $\sigma_{adm\ Al}$ se micşorează pentru solicitări exterioare

$$\sigma_{adm\ Al-5} = 8 - 0{,}6 = 7{,}4 \text{ kgf/mm}^2$$
$$\sigma_{adm\ Al-30} = 8 - 1{,}2 = 6{,}8 \text{ kgf/mm}^2.$$

Cu aceste valori, relaţia (III.7) ne dă

$$\sigma_{adm-5} = 1{,}31.7{,}4 = \underline{9{,}7 \text{ kgf/mm}^2}$$
$$\sigma_{adm-30} = 1{,}31.6{,}8 = \underline{8{,}9 \text{ kgf/mm}^2} \qquad \text{(III.10)}$$

3. <u>Deschideri mici orizontale</u>. In cazul deschiderilor mici ($\ell < 400 \ldots 500$ m), care de fapt reprezintă majoritatea deschiderilor unei linii aeriene, avem

$$\varphi = \frac{f}{\ell} << 1. \qquad \text{(III.11)}$$

φ se numeşte săgeata specifică. In figura III.4 detaşăm porţiunea de conductor OP de lungime s şi de secţiune de 1 mm^2 (fig. III.5). Pe aceasta acţionează forţele σ_0 (σ în O, deci

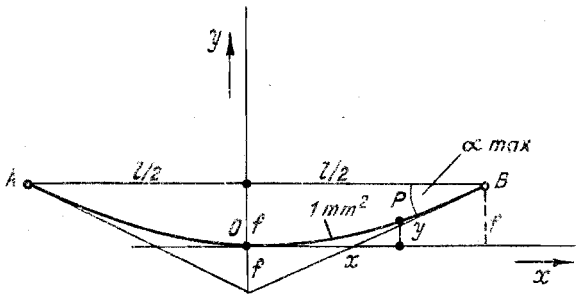


Fig. III.4

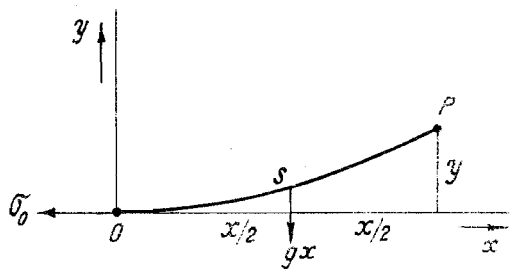


Fig. III.5

după orizontală) şi gs ≅ gx. Exprimînd momentele în raport cu P obţinem

$$\sigma_0 y = gx \frac{x}{2} ,$$

deoarece braţul lui gx este cu aproximaţie $\frac{x}{2}$. Rezultă

$$y = \frac{gx^2}{2\sigma_0} \qquad (III.12)$$

sau

$$x^2 = 2p\, y , \qquad (III.13)$$

unde

$$p = \frac{\sigma_0}{g} . \qquad (III.14)$$

Conductorul ia deci forma de parabolă, cu parametrul p, dacă arcul s se poate înlocui cu proiecţia ei pe orizontală x. Relaţia (III.18) arată că L ≅ ℓ, deci s ≅ x la deschideri mici, unde $\varphi \ll 1$.

Dacă $x = \frac{\ell}{2}$, rezultă (fig. III.4) y = f. Din (III.12)

$$f = \frac{g\ell^2}{8\,\sigma_0} , \qquad (III.15)$$

deci

$$\varphi = \frac{f}{\ell} = \frac{g\ell}{8\,\sigma_0} . \qquad (III.16)$$

Componenta orizontală a lui σ este în orice punct σ_0, iar componenta verticală $\sigma_v = gx$, în B $\sigma_v = \frac{g\ell}{2}$. Deci

$$\operatorname{tg}\alpha_{max} = \frac{\sigma_v}{\sigma_o} = \frac{g\ell}{2\sigma_o} = 4\varphi .$$

Din figura III.4 acest rezultat se obţine direct

$$\operatorname{tg}\alpha_{max} = \frac{2f}{\ell/2} = 4\frac{f}{\ell} = 4\varphi .$$

In deschideri mici rezultă deci $\operatorname{tg}\alpha_{max} \ll 1$.

Lungimea arcului de parabolă de la A la B este

$$L = 2\int_0^B ds = 2\int_0^{\ell/2} dx\sqrt{1+y'^2} \cong 2\int_0^{\ell/2} dx\left(1+\frac{y'^2}{2}\right),$$

deoarece $y' \ll 1$. Dar din (III.12)

$$y' = \frac{gx}{\sigma_o} .$$

Prin urmare

$$L = 2\int_0^{\ell/2} dx\left(1+\frac{g^2x^2}{2\sigma_o^2}\right) = \ell\left(1+\frac{g^2\ell^2}{24\sigma_o^2}\right) . \qquad (III.17)$$

Ţinînd seamă de (III.16), rezultă

$$L = \ell\left(1+\frac{8}{3}\varphi^2\right) . \qquad (III.18)$$

Dacă de exemplu ℓ = 200 m şi f = 8 m, rezultă φ = 0,04 şi L = = 1,00427 ℓ, adică L este numai cu 0,43% mai mare decît ℓ. Acestei mici diferenţe de lungime (0,85 m) îi corespunde însă o săgeată de 8 m.

Din (III.17) şi (III.18)

$$dL = \frac{\ell^3}{24} d\left(\frac{g}{\sigma_o}\right)^2 = \frac{8\ell}{3} d(\varphi^2) . \qquad (III.19)$$

Această variaţie de lungime apare prin dilatarea şi prin alungirea elastică a firului

$$dL = \alpha L\, dt + \beta L\, d\,\sigma_{med} ,$$

unde $\beta = \frac{1}{E}$. Cum $L \cong \ell$, iar $\sigma_{med} \cong \sigma_o$, rezultă

$$dL = \alpha\ell\, dt + \beta\ell\, d\,\sigma_o . \qquad (III.20)$$

Din (III.19) şi (III.20)

$$\alpha\, dt + \beta\, d\,\sigma_0 = \frac{\ell^2}{24}\, d\,(\frac{g}{\sigma_0})^2 \qquad \text{(III.21)}$$

sau

$$\alpha\, dt + \beta d\,\sigma_0 = \frac{8}{3}\, d\,(\varphi^2). \qquad \text{(III.22)}$$

Relaţiile (III.21) şi (III.22) reprezintă ecuaţia de stare în formă diferenţială. Ea ne dă o legătură între σ_0 şi t, respectiv φ şi t (relaţia III.22 cu III.16). Integrînd (III.21) între două stări a şi b, se obţine:

$$\alpha(t_b - t_a) + \beta(\sigma_{0b} - \sigma_{0a}) = \frac{\ell^2}{24}\left[(\frac{g_b}{\sigma_{0b}})^2 - (\frac{g_a}{\sigma_{0a}})^2\right]. \qquad \text{(III.23)}$$

Ecuaţia (III.23) se foloseşte împreună cu (III.15) pentru a calcula curbele de montare.

Pentru aceasta se consideră, după cum $\ell \gtrsim \ell_{cr}$ (vezi mai tîrziu)

$t_a = -5^oC$, respectiv -30^oC,

$\sigma_{0a} = \sigma_{adm-5}$, respectiv σ_{adm-30},

$g_a = g_7$, respectiv g_1,

iar

$g_b = g_1$ (starea b corespunde condiţiilor de montare)

$t_b = t$

$\sigma_{0b} = \sigma_0$.

Cu aceste înlocuiri ecuaţia (III.23) ne dă pe σ_0 în funcţie de t. In raport cu σ_0, ecuaţia este de gradul 3. Pentru fiecare valoare obţinută pentru σ_0, relaţia (III.15) ne dă valoarea corespunzătoare a lui f.

Ecuaţia de stare permite trecerea la orice stare nouă.

Starea iniţială trebuie să fie cunoscută. Deci $\sigma_{0a} = \sigma_{adm}$. Această stare trebuie să prezinte condiţiile cele mai grele pentru conductor. Acestea apar fie la -5^oC cu vînt şi chiciură ($g_a = g_7$), fie la -30^oC (fără vînt şi chiciură, $g_a = g_1$).

a. Deschiderea critică. La deschideri mici, chiciura nu produce solicitări mari. Ele rezultă prin contractarea conductorului la temperaturi mai coborîte. Intr-adevăr, punînd în (III.21) $\ell \to o$, rezultă

$$d\,\sigma_o = -\frac{\alpha}{\beta}\,dt\ ,$$

deci σ_o creşte datorită micşorării temperaturii. La deschideri mari, situaţia este inversă. Intr-adevăr, punînd în (III.21) $\ell \to \infty$, rezultă

$$d\left(\frac{g}{\sigma_o}\right)^2 = 0$$

sau

$$\sigma_o = Cg\ ,$$

prin urmare σ_o creşte dacă creşte g şi nu prin variaţiile de temperatură.

Aşadar

la $\ell \to o$, σ_{max} apare la $t = -5^oC$ şi $g = g_7$,

iar

la $\ell \to \infty$, σ_{max} apare la $t = -30^oC$ şi $g = g_1$.

La deschideri intermediare, solicitările la $t = -5^oC$ (şi g_7) şi $t = -30^oC$ (şi g_1) se apropie între ele. Definim pe $\ell = \ell_{cr}$ prin condiţia ca $\sigma_{-5} = \sigma_{adm-5}$ şi $\sigma_{-30} = \sigma_{adm-30}$. Prin urmare ℓ_{cr} se poate calcula din (III.23), în care

$$t_a = -30^oC,\quad \sigma_{oa} = \sigma_{adm-30},\quad g_a = g_1\ ,$$
$$t_b = -5^oC,\quad \sigma_{ob} = \sigma_{adm-5},\quad g_b = g_7\ .$$

Se obţine:

$$\ell_{cr} = \sqrt{24\,\frac{\alpha(-5+30)+\beta\,(\sigma_{adm-5}-\sigma_{adm-30})}{\left(\frac{g_7}{\sigma_{adm-5}}\right)^2-\left(\frac{g_1}{\sigma_{adm-30}}\right)^2}}\ . \qquad (III.24)$$

La conductoare monometalice

$$\sigma_{adm-5} = \sigma_{adm-30} = \sigma_{adm}\ . \qquad (III.25)$$

De aceea

$$\ell_{cr} = \sigma_{adm} \sqrt{\frac{600\alpha}{g_7^2 - g_1^2}}. \qquad (III.26)$$

La un conductor de Ol-Al, diferenţa solicitărilor admisibile la -5, respectiv -30^o corespunde diferenţei de solicitare suplimentară în aluminiu

$$\sigma_{adm-5} - \sigma_{adm-30} = \frac{E}{E_{Al}} (\Delta\sigma_{Al-30} - \Delta\sigma_{Al-5}).$$

Tinînd seama de (III. 8) rezultă

$$\beta (\sigma_{adm-5} - \sigma_{adm-30}) = \frac{\Delta\sigma_{Al-30} - \Delta\sigma_{Al-5}}{E_{Al}} =$$

$$= (\alpha_{Al} - \alpha) (-5+30).$$

Inlocuind în (III.24) se obţine pentru conductoare de Ol-Al

$$\ell_{cr} = \sqrt{\frac{600\,\alpha_{Al}}{\left(\frac{g_7}{\sigma_{adm-5}}\right)^2 - \left(\frac{g_1}{\sigma_{adm-30}}\right)^2}} \qquad (III.26')$$

In general, ℓ_{cr} nu trebuie cunoscut decît cu aproximaţie(pentru a-l compara cu ℓ). De aceea şi la conductoare de Ol-Al se poate folosi (III-26) în loc de (III.26').

Dacă $\ell < \ell_{cr}$ situaţia va fi ca la $\ell \to o$, adică starea cea mai grea de iarnă este acea cu chiciură şi vînt (la -5^oC), iar dacă $\ell > \ell_{cr}$ starea cea mai grea apare la -30^oC (ca la $\ell \to \infty$).

b. <u>Temperatura critică</u>. Iarna săgeata maximă apare la -5^oC, cu chiciură, dar fără vînt. Temperatura de vară la care apare aceeaşi săgeată se numeşte temperatură critică(t_{cr}). Cum după norme $t_{max} = +40^oC$, rezultă că dacă $t_{cr} > 40^oC$ săgeata maximă va fi cea de iarnă, iar dacă $t_{cr} < 40^oC$ săgeata maximă apare vara, la $t = 40^oC$.

Să arătăm întîi că săgeata f_3 la -5^oC cu chiciură dar fără vînt (deci $g = g_3$) este cea mai mare săgeată de iarnă ,

deci mai mare decît proiecţia pe verticală (fig. III.6) a săgeţii f_7 la -5^0C, cu chiciură şi vînt (deci $g = g_7$). Din (III.15)

$$f_3 = \frac{g_3 l^2}{8 \sigma_{03}} \qquad (III.27)$$

$$f_7 = \frac{g_7 l^2}{8 \sigma_{07}}.$$

Evident $\sigma_{07} > \sigma_{03}$, deoarece $g_7 > g_3$.

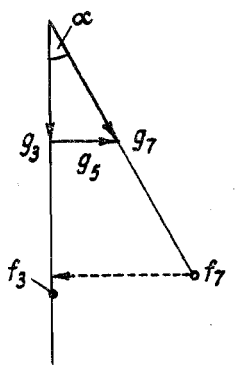


Fig.III.6.Săgeţile la -5^0C.

Din figura III.6

$$\cos \alpha = \frac{g_3}{g_7}. \qquad (III.28)$$

Prin urmare

$$\frac{f_3}{f_7} = \frac{g_3}{g_7} \cdot \frac{\sigma_{07}}{\sigma_{03}} > \cos \alpha ,$$

deci

$$f_3 > f_7 \cos \alpha , \qquad (III.29)$$

ceea ce ne-am propus să arătăm.

Integrînd (III.22) între -5^0C şi t_{cr}, care se caracterizează prin acelaşi φ ($= \varphi_{max}$), se obţine

$$\alpha (t_{cr} - (-5)) + \beta (\sigma_{0 t_{cr}} - \sigma_{03}) = 0,$$

de unde

$$t_{cr} = -5 + \frac{\beta}{\alpha} \sigma_{03} \left(1 - \frac{\sigma_{0\, tcr}}{\sigma_{03}}\right). \qquad (III.30)$$

Aici, pe baza relaţiei (III.16)

$$\sigma_{0\, tcr} = \frac{g_1 l}{8 \varphi_{max}}, \qquad (III.31)$$

$$\sigma_{03} = \frac{g_3 l}{8 \varphi_{max}}.$$

Prin urmare

$$\frac{\sigma_{0\, tcr}}{\sigma_{03}} = \frac{g_1}{g_3}. \qquad (III.32)$$

Inlocuind (III.32) în (III.3o) se obţine expresia temperaturii critice

$$t_{cr} = -5 + \frac{\beta}{\alpha} \sigma_{o3} \left(1 - \frac{g_1}{g_3}\right) . \qquad (III.33)$$

Dacă $\ell > \ell_{cr}$, avem $\sigma_{o7} = \sigma_{adm-5}$, iar $\sigma_{o3} \cong \sigma_{o7}$, deci $\sigma_{o3} \cong \sigma_{adm-5}$. Prin urmare

$$t_{cr} \cong -5 + \frac{\beta}{\alpha} \sigma_{adm-5} \left(1 - \frac{g_1}{g_3}\right). \qquad (III.34)$$

Această expresie se poate folosi dacă t_{cr} diferă suficient de $+4o^{o}C$ cu care trebuie comparat.

c. <u>Deschiderea echivalentă</u>. Ecuaţia de stare este valabilă dacă ℓ = const., adică dacă punctele de suspensie ale conductorului nu se pot deplasa. Acesta este cazul la stîlpii de întindere, dar nu şi la stîlpii de susţinere. La aceştia, izolatoarele se înclină, dacă solicitările în deschiderile vecine sînt inegale, pînă cînd, prin modificarea deschiderii, solicitările se egalează. Avem deci

$$\sigma_{o1} = \sigma_{o2} = \ldots = \sigma_{oi} = \ldots = \sigma_{o} \qquad (III.35)$$

şi

$$\Sigma \ell_i = \text{const.} \qquad (III.36)$$

De asemenea şi α , β , g şi t se consideră aceleaşi pentru fiecare deschidere. Diferă doar ℓ_i.

Relaţia (III.19) ne dă între doi stîlpi de întindere

$$dL = \Sigma dLi = \Sigma \frac{\ell_i^3}{24} d \left(\frac{g}{\sigma_o}\right)^2 = \left(\frac{\Sigma \ell_i^3}{24}\right) d \left(\frac{g}{\sigma_o}\right)^2 , \qquad (III.37)$$

iar relaţia (III.2o)

$$dL = \Sigma \alpha \ell_i \, dt + \Sigma \beta \ell_i \, d\sigma_o = (\Sigma \ell_i) \alpha dt + (\Sigma \ell_i) \beta d\sigma_o . \qquad (III.38)$$

Egalînd (III.37) cu (III.38) se obţine

$$\alpha dt + \beta d\sigma_o = \frac{\Sigma \ell_i^3 / \Sigma \ell_i}{24} d\left(\frac{g}{\sigma_o}\right)^2 . \qquad (III.39)$$

Comparînd (III.39) cu (III.21), putem scrie

$$\ell_{ech} = \sqrt{\frac{\Sigma \ell_i^3}{\Sigma \ell_i}} \qquad (III.4o)$$

Introducînd în (III.39) pe ℓ_{ech} din (III.4o) se obţine ecuaţia de stare a unui ansamblu de deschideri între doi stîlpi de susţinere, de aceeaşi formă ca pentru o singură deschidere. Cu (III.39) se calculează o singură curbă de montare: σ_o funcţie de t, iar pentru una din deschideri, în care se măsoară săgeata la montarea conductorului, se calculează

$$f_i = \frac{g_1 \ell_i^2}{8 \sigma_o}$$

pentru trasarea curbei de montare: f_1 funcţie de t, pentru deschiderea respectivă.

d. Multiplul de chiciură. S-a văzut că la un conductor de Ol-Al $\sigma_{adm-5} = 9{,}7$ kg/mm^2, deci nu este mult mai mare decît $\sigma_{adm\ Al} = 8$ kg/mm^2, la un conductor multifilar din aluminiu. La depunerea de chiciură în cantitate convenţională, σ devine egal cu σ_{adm}. La un multiplu m al chiciurii convenţionale avem $g_3' = mg_3$ şi corespunzător $g_7' > g_7$. Atunci $\sigma > \sigma_{adm}$ şi poate produce ruperea conductorului. La sarcină de durată (conveţional 1 an), ruperea se produce la σ_d (rezistenţa de durată). Sub multiplu de chiciură înţelegem, prin definiţie, acea valoare a lui m la care $\sigma = \sigma_d$. In relaţia (III.23) înlocuim deci

$$t_a = t_b = -5^oC, \quad \sigma_{ob} = \sigma_d, \quad \sigma_{oa} = \sigma_{adm-5},$$

$$g_b = g_7', \quad g_a = g_7.$$

Necunoscuta g_7' se poate explicita şi compara cu g_7. Cu cît g_7 este mai mare cu atît siguranţa împotriva ruperii este mai mare.

Se constată că conductorul de Ol-Al are un multiplu de chiciură mult mai mare decît cel de Al. Acest lucru este evident, dacă se ţine seama de slaba solicitare, în condiţii normale, a miezului de oţel. In acelaşi timp, săgeţile sînt mai mici, deci stîlpii mai ieftini. Conductoarele de cupru au o situaţie intermediară între cele de Ol-Al şi Al.

4. Deschideri mici, înclinate. Acestea pot fi descrise, în mod convenabil, folosind un sistem de axe înclinate x', y' (fig. III.7). Sarcina specifică g se descompune în g sin ψ şi

$$g' = g \cos \psi \ . \qquad \text{(III.41)}$$

Componenta g sin ψ dă un moment în raport cu P, mic faţă de momentul lui σ_0'. De aceea g sin ψ nu se va lua în considerare în calcule. Prin urmare

$$\sigma_0' \, y' = g' x' \frac{x'}{2}$$

şi deci, analog cu (III.12)

$$y' = \frac{g' x'^2}{2 \sigma_0'} = \frac{g \cos\psi (x/\cos\psi)^2}{2 \sigma_0 / \cos\psi} = \frac{g x^2}{2 \sigma_0} . \qquad \text{(III.42)}$$

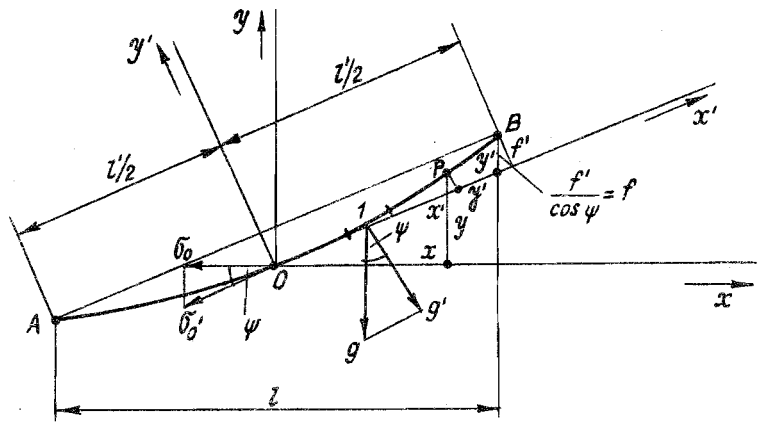


Fig. III.7. Deschidere mică, înclinată.

Rezultă

$$f = \frac{f'}{\cos\psi} = \frac{1}{\cos\psi} \cdot \frac{g l^2}{8 \sigma_0} \qquad \text{(III.43)}$$

şi

$$\varphi' = \frac{f'}{l'} = \frac{g' l'}{8 \sigma_0'} = \frac{g \cos\psi (l/\cos\psi)}{8 \sigma_0'} = \frac{g l}{8 \sigma_0'} = \varphi \cos\psi < \varphi . \qquad \text{(III.44)}$$

Pentru a stabili ecuaţia de stare exprimăm

$$L' = l'(1 + \frac{8}{3} \varphi'^2) \quad \text{(vezi III.18)}$$

$$dL' = \frac{8 l'}{3} d(\varphi'^2) \quad \text{(vezi III.19)}$$

şi de asemenea

$$dL' = \alpha l' \, dt + \beta l' \, d \sigma_0' . \quad \text{(vezi III.20)}$$

Prin urmare

$$\alpha dt + \beta d \sigma_0' = \frac{8}{3} d(\varphi'^2). \qquad \text{(III.45)}$$

Această relaţie este analogă cu (III.22). Dacă se înlocuieşte φ' din (III.44) în (III.45), se obţine

$$\alpha dt + \beta d \sigma_0' = \frac{l^2}{24} d\left(\frac{g}{\sigma_0'}\right)^2 . \qquad \text{(III.46)}$$

Această relaţie este analogă cu (III.21). Se remarcă faptul că în deschideri mici înclinate, ecuaţia de stare se obţine din

ecuaţia de stare pentru deschideri mici orizontale, punînd σ_0^0 în loc de σ_0 şi φ^0 în loc de φ .

Deschiderea şi temperatura critică se calculează, nefiind necesară o precizie deosebită, cu relaţiile pentru deschiderile orizontale. De asemenea şi deschiderea echivalentă se poate calcula cu precizie suficientă din relaţia (III.4o).

a. Determinarea originii axelor. Curba AB (fig.III.7) este un arc de parabolă. Este util să se cunoască coordonatele curbei într-un sistem de axe rectangulare cu originea în punctul cel mai coborît (fig. III.8) pentru a putea compara ordonatele curbei cu cotele profilului terenului, date în acelaşi sistem de axe. Se pune problema: fiind cunoscute poziţiile punctelor A şi B pe teren, deci ℓ şi h, să se determine poziţia originii O a axelor de coordonate. Problema constă în calcularea coordonatelor punctului A (x_1, y_1) sau a punctului B (x_2, y_2).

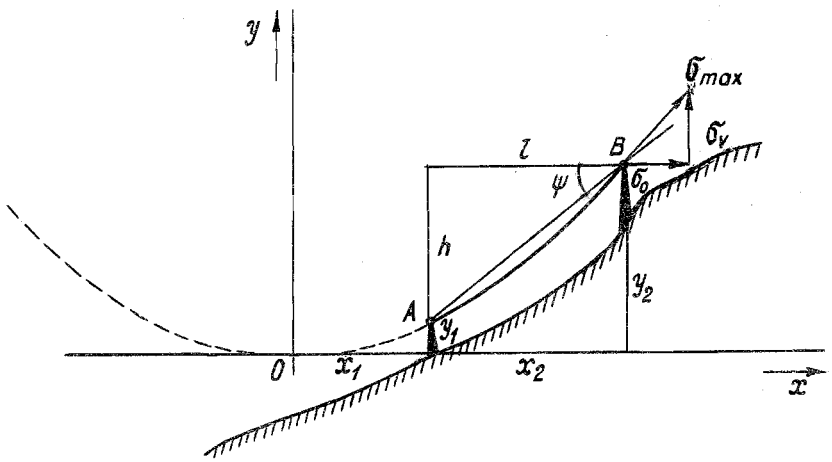


Fig. III.8. Determinarea originii axelor.

Presupunem deocamdată σ_0 cunoscut.

Din (III.12)

$$y_2 = \frac{g x_2^2}{2 \sigma_0} , \qquad \text{(III.47)}$$

$$y_1 = \frac{g x_1^2}{2 \sigma_0} . \qquad \text{(III.48)}$$

Ţinînd seama de relaţiile geometrice din figura III.8, obţinem:

$$y_2 - y_1 = h = \frac{g x_2^2}{2 \sigma_0} - \frac{g x_1^2}{2 \sigma_0} = \frac{g}{2 \sigma_0}(x_2 - x_1)(x_2 + x_1) = \frac{g \ell}{2 \sigma_0}(x_2 + x_1) ,$$

de unde

$$x_2 + x_1 = \frac{2\,\sigma_o\,h}{g\ell}\ , \qquad \text{(III.49)}$$

dar

$$x_2 - x_1 = \ell\ . \qquad \text{(III.50)}$$

Prin urmare

$$x_2 = \frac{\sigma_o h}{g\ell} + \frac{\ell}{2}\ , \qquad \text{(III.51)}$$

$$x_1 = \frac{\sigma_o h}{g\ell} - \frac{\ell}{2}\ .$$

Inlocuind x_2 şi x_1 din (III.51) în (III.47) şi (III.48) se obţine y_2 şi y_1. Din relaţiile (III.51) se observă că originea axelor este deplasată cu $\frac{\sigma_o h}{g\ell}$ în direcţia punctului de suspensie mai coborît, în raport cu mijlocul deschiderii.

In sistemul de axe cunoscut acum, punctele parabolei au ordonatele

$$y = \frac{gx^2}{2\,\sigma_o} = F_1(x)\ ,$$

iar cotele terenului sînt date ca

$$y = F_2(x)\ .$$

Este necesar ca

$$F_1(x) - F_2(x) \geqslant h_g\ ,$$

adică, faţă de pămînt să se respecte o distanţă minimă, numită de gabarit (h_g), fixată de norme, în funcţie de tensiune şi de locul trecerii liniei.

Cu precizie adesea suficientă, problema aceasta se rezolvă geometric, folosind un şablon. Vom prezenta acest mod de lucru la stabilirea locului stîlpilor.

b. <u>Determinarea lui σ_o</u>. In punctul precedent se necesită în calcule σ_o, solicitarea în O. Aceasta este cea mai mică solicitare, iar σ_{adm} este egal cu σ_{max}, adică solicitarea care apare în punctul cel mai ridicat de suspensie, în B. Deci σ_o trebuie luat mai mic decît σ_{adm}.

Din figura III.8

$$\sigma_o^2 = \sigma_{max}^2 - \sigma_V^2\ .$$

Cum

$$\sigma_V = g\, x_2 ,$$

iar x_2 fiind exprimat în (III.51), rezultă

$$\sigma_o^2 = \sigma_{max}^2 - g^2 x_2^2 = \sigma_{max}^2 - g^2 \left(\frac{\sigma_o h}{g\ell} + \frac{\ell}{2}\right)^2 = \sigma_{max}^2 - \frac{\sigma_o^2 h^2}{\ell^2} -$$

$$- \sigma_o\, gh - \frac{g^2\ell^2}{4} .$$

Aceasta ne dă ecuaţia de gradul 2 în σ_o

$$\sigma_o^2 \left(1 + \frac{h^2}{\ell^2}\right) + \sigma_o\, gh - \left(\sigma_{max}^2 - \frac{g^2\ell^2}{4}\right) = 0, \qquad \text{(III.52)}$$

din care se poate calcula σ_o.

Neglijînd în (III.52) termenii $\sigma_o gh$ şi $\frac{g^2\ell^2}{4}$ se obţine

$$\sigma_o = \sigma_{max} \frac{\ell}{\sqrt{\ell^2 + h^2}} = \sigma_{max} \cos\psi . \qquad \text{(III.53)}$$

Dacă în (III.52) se consideră h = o, deci deschidere orizontală, rezultă

$$\sigma_o = \sqrt{\sigma_{max}^2 - \frac{g^2\ell^2}{4}} , \qquad \text{(III.54)}$$

sau, ţinînd seama şi de (III.15)

$$\sigma_o = \sigma_{max} - \frac{g^2\ell^2}{8\,\sigma_{max}} \cong \sigma_{max} - gf . \qquad \text{(III.55)}$$

Prin urmare

$$\sigma_{max} - \sigma_o = g\, f ,$$

adică diferenţa de solicitare corespunde solicitării produse de un conductor cu sarcina specifică g şi lungimea f, suspendat liber la un capăt.

In concluzie: σ_o se calculează din (III.52), (III.53) sau (III.54), în care $\sigma_{max} = \sigma_{adm}$; se înlocuieşte în (III.51), iar apoi în (III.47) şi (III.48) pentru calcularea coordonatelor x_1, y_1 şi x_2, y_2.

5. Deschideri mari. Problemele se pot urmări cu ajutorul figurii III.9. Avem

$$gL = \sigma_V = \sigma_0 \operatorname{tg}\alpha = \sigma_0 y' . \qquad (III.56)$$

Prin diferenţiere

$$dL = \frac{\sigma_0}{g} d y' . \qquad (III.57)$$

Pe de altă parte

$$dL = dx \sqrt{1 + y'^2} . \qquad (III.58)$$

Egalizînd (III.57) şi (III.58) şi ţinînd seama de (III.14) se obţine

$$p \frac{dy'}{dx} = \sqrt{1+y'^2} . \qquad (III.59)$$

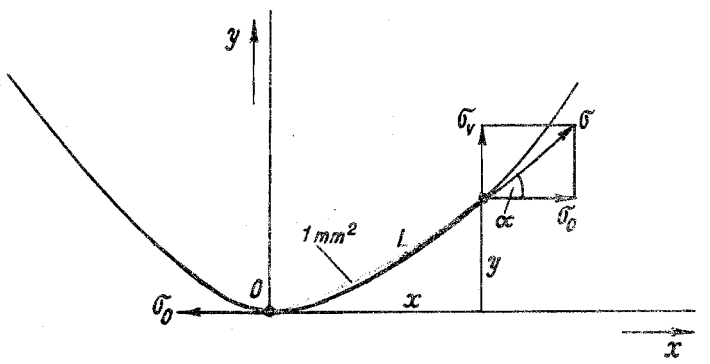


Fig. III.9. Lănţişorul.

Această ecuaţie diferenţială a funcţiei y' este satisfăcută de soluţia

$$y' = \operatorname{sh} \frac{x}{p} . \qquad (III.60)$$

Inlocuind-o în (III.56) rezultă

$$L = \frac{\sigma_0}{g} y' = p \operatorname{sh} \frac{x}{p} . \qquad (III.61)$$

Integrînd (III.60) se obţine

$$y = p \operatorname{ch} \frac{x}{p} + C .$$

Din condiţia ca la $x = 0$ să avem $y = 0$ rezultă $C = - p$, deci

$$y = p \left(\operatorname{ch} \frac{x}{p} - 1\right) . \qquad (III.62)$$

Folosind expresia (III.60) a lui y' se obţine

$$\sigma = \frac{\sigma_0}{\cos\alpha} = \sigma_0 \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2\alpha} = \sigma_0 \sqrt{1 + y'^2} = \sigma_0 \operatorname{ch} \frac{x}{p} . \qquad (III.63)$$

Eliminînd ch $\frac{x}{p}$ între (III.62) şi (III.63) obţinem

$$\sigma = \sigma_0 \left(1 + \frac{y}{p}\right) = \sigma_0 + gy \,. \qquad \text{(III.64)}$$

Prin urmare, în mod exact, diferenţa de solicitare corespunde sarcinii unei porţiuni de conductor de lungime y, suspendată la un capăt.

In deschidere orizontală, săgeata se obţine din (III.62) pentru $x = \frac{\ell}{2}$

$$f = p \left(\mathrm{ch}\, \frac{\ell}{2p} - 1\right) . \qquad \text{(III.65)}$$

Prin dezvoltare în serie $\left(\mathrm{ch}\, x = 1 + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^4}{4!} + \ldots\right)$

$$f \approx p\left[\frac{1}{2}\left(\frac{\ell}{2p}\right)^2 + \frac{1}{24}\left(\frac{\ell}{2p}\right)^4\right] = \frac{\ell^2}{8p} + \frac{1}{6p}\left(\frac{\ell^2}{8p}\right)^2 = f^* + \frac{1}{6p} f^{*2} \,. \qquad \text{(III.66)}$$

Aici

$$f^* = \frac{\ell^2}{8p} = \frac{g\ell^2}{8\sigma_0} \qquad \text{(vezi III.15)}$$

este valoarea aproximativă a săgeţii, care corespunde înlocuirii lănţişorului cu o parabolă. Expresia (III.66) ne dă o valoare mai exactă, întotdeauna satisfăcătoare în calculele practice.

In deschidere înclinată, ca şi în deschiderile mici (relaţia III.43)

$$f = \frac{f_{oriz}}{\cos \varphi} =$$

$$= \frac{f^* + \frac{1}{6p} f^{*2}}{\cos \varphi} \,. \qquad \text{(III.67)}$$

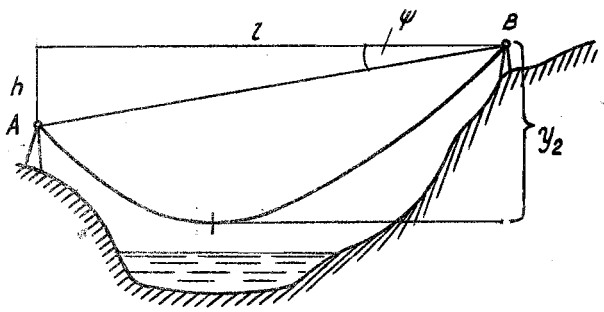


Fig. III.10. Traversarea unui rîu.

a. Determinarea parametrului p. Cunoaşterea lui p este necesară pentru a cunoaşte, pe baza relaţiei (III.62), ordonatele lănţişorului în orice punct al deschiderii. In cazul figurii III.1o se cunoaşte ℓ, h şi y_2, determinat de nivelul apei. Din (III.64), considerînd $\sigma = \sigma_2 = \sigma_{adm}$, se obţine

$$\sigma_0 = \sigma_{adm} - g\, y_2 \,.$$

Valoarea lui p rezultă din (III.14).

In cazul figurii III.11 se cunoaşte ℓ, h (deci ψ) şi f (relaţia III.67)

$$f = \frac{\frac{\ell^2}{8p} + \frac{1}{6p}\left(\frac{\ell^2}{8p}\right)^2}{\cos\psi} \quad . \tag{III.68}$$

Necunoscuta este p. Calculăm întîi o valoare aproximativă a lui p, neglijînd al doilea termen de la numărător şi înclinarea deschiderii

$$p^* = \frac{\ell^2}{8f} \quad . \tag{III.69}$$

Inlocuim această valoare în al doilea termen de la numărător - rul relaţiei (III.68), acest termen fiind mic faţă de primul. Astfel, expresia lui f nu va fi exactă, dar precizia va fi mai mare, decît în cazul neglijării acestui termen. Tinînd seama de (III.69) se obţine

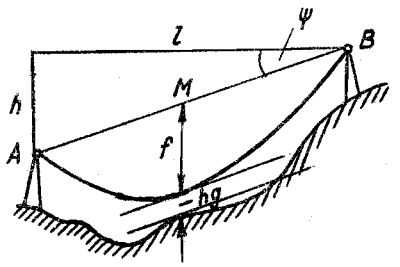


Fig.III.11. Deschidere mare înclinată.

$$f \cong \frac{\frac{\ell^2}{8p} + \frac{1}{6p^*}\left(\frac{\ell^2}{8p^*}\right)^2}{\cos\psi} = \frac{\frac{\ell^2}{8p} + \frac{1}{6\left(\frac{\ell^2}{8f}\right)} f^2}{\cos\psi} = \frac{\frac{\ell^2}{8p} + \frac{4f^3}{3\ell^2}}{\cos\psi} \quad ,$$

de unde

$$p \cong \frac{\ell^2}{8\left(f\cos\psi - \frac{4f^3}{3\ell^2}\right)} \quad . \tag{III.70}$$

b. <u>Determinarea originii axelor</u>. Ca şi la deschiderile mici înclinate, este necesar să se cunoască poziţia punctului cel mai coborît al lănţişorului în raport cu punctele de suspensie, originea sistemului de axe de coordonate fiind situată în acest punct.

Ecuaţia (III.62) ne dă, prin dezvoltare în serie şi păstrare a primilor trei termeni ai seriei

$$y = \frac{x^2}{2p} + \frac{x^4}{24p^3} \quad .$$

Pentru cele două puncte de suspensie

$$y_2 = \frac{x_2^2}{2p} + \frac{x_2^4}{24\,p^3}\,, \qquad y_1 = \frac{x_1^2}{2p} + \frac{x_1^4}{24\,p^3}\,. \tag{III.71}$$

Neglijînd termenul al doilea din membrul drept, ecuaţiile (III.71) iau forma simplă (III.47) şi (III.48) ($p = \frac{\sigma_o}{g}$), rezultînd soluţiile aproximative, analoge cu (III.51)

$$x_2^* = \frac{ph}{\ell} + \frac{\ell}{2}\,, \qquad x_1^* = \frac{ph}{\ell} - \frac{\ell}{2}\,. \tag{III.72}$$

Din (III.71) se obţine

$$h = y_2 - y_1 = \frac{x_2^2 - x_1^2}{2p} + \frac{x_2^4 - x_1^4}{24\,p^3} = \frac{(x_2 - x_1)(x_2 + x_1)}{2p}\left(1 + \frac{x_1^2 + x_2^2}{12\,p^2}\right).$$

Ţinînd seama de (III.72) rezultă

$$h \cong \frac{\ell(x_2 + x_1)}{2p}\left(1 + \frac{x_1^{*2} + x_2^{*2}}{12\,p^2}\right) = \frac{\ell(x_2 + x_1)}{2p^*}\,. \tag{III.73}$$

S-a pus

$$\ell = x_2 - x_1 \qquad \text{(vezi III.5o)}$$

şi

$$p^* = \frac{p}{1 + \dfrac{x_1^{*2} + x_2^{*2}}{12\,p^2}}\,, \tag{III.74}$$

Relaţiile (III.73) şi (III.5o) ne dau sistemul de ecuaţii

$$x_2 + x_1 \cong \frac{2p^* h}{\ell}\,, \qquad x_2 - x_1 = \ell\,. \tag{III.75}$$

Acest sistem este analog cu (III.49) şi (III.5o). Se obţine

$$x_2 \cong \frac{p^* h}{\ell} + \frac{\ell}{2}\,, \qquad x_1 \cong \frac{p^* h}{\ell} - \frac{\ell}{2}\,, \tag{III.76}$$

în care p^* se calculează din (III.74) şi (III.72). Ordonatele y_2 şi y_1 se calculează apoi din (III.71).

c. Calculul curbelor de montare. In deschideri mari, relaţia (III.19) (valabilă aproximativ!)

$$dL \cong \frac{16}{3}\frac{1}{\varphi}\, d\varphi$$

ne arată, că variaţia relativă a săgeţii

$$\frac{df}{f} = \frac{d\varphi}{\varphi} \cong \frac{3}{16\varphi^2}\,\frac{dL}{\ell}$$

este de acelaşi ordin de mărime ca variaţia relativă $\frac{dL}{L} \cong \frac{dL}{\ell}$ a lungimii, deoarece φ nu este mic ca la deschideri mici. Aşadar f şi σ variază puţin; variaţiile fiind mici ele se pot considera liniare în raport cu t, iar la calculul lor se pot admite aproximări, pentru uşurarea calculului; pentru simplificare se va folosi şi relaţia (III.46) pentru variaţia solicitării într-un punct al conductorului

$$\alpha\, dt + \beta\, d\sigma = \frac{\ell^2}{24}\, d\left(\frac{g}{\sigma}\right)^2 . \qquad \text{(III.77)}$$

Prin integrare se obţine o expresie analogă cu (III.23). Dacă $g_a = g_b = g_1$, atunci în (III.77) g nu se diferenţiază. Rezultă

$$\alpha\, dt + \beta\, d\sigma = -\frac{g_1^2 \ell^2}{12}\cdot\frac{d\sigma}{\sigma^3}$$

sau

$$d\sigma = -\frac{dt}{\frac{g_1^2 \ell^2}{12\alpha\,\sigma^3} + \frac{\beta}{\alpha}} .$$

Variaţiile fiind mici, în loc de diferenţiale se pot scrie diferenţe

$$\sigma_b - \sigma_a = -\frac{t_b - t_a}{\frac{g_1^2 \ell^2}{12\alpha\,\sigma^3} + \frac{\beta}{\alpha}} . \qquad \text{(III.78)}$$

Din (III.43)

$$df = -\frac{g_1 \ell^2}{8\,\sigma^2 \cos\psi}\, d\sigma$$

sau

$$f_b - f_a = - \frac{g_1 \ell^2}{8 \sigma^2 \cos \psi} (\sigma_b - \sigma_a) . \quad (III.79)$$

Relaţiile (III.78) şi (III.79) se pot folosi la $\ell > 150 \ldots 200$ m. La deschideri mari, termenul $\frac{\beta}{\alpha}$ de la numitorul relaţiei (III.78) se poate neglija în raport cu primul termen care conţine pe ℓ^2 (vezi şi revista „Energetica", nr.12, 1959).

5. Determinarea locului de plantare a stîlpilor

Prin ridicări topografice se stabileşte un profil longitudinal al terenului unde urmează să se construiască linia. Profilul este determinat prin cotele $b_0 \ldots b_{12}$ ale diferitelor puncte în lungul liniei (fig. III.12), determinate prin abscisele lor $a_0 \ldots a_{12}$. Presupunem că locul primului stîlp (1) s-a

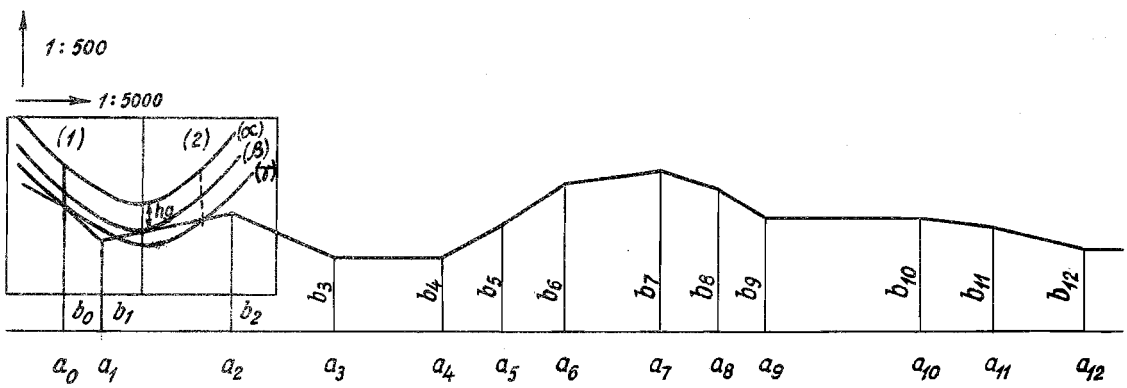


Fig. III.12. Determinarea locului stîlpilor.

ales în a_0. Ne propunem să determinăm locul celui de-al doilea stîlp (2), apoi al stîlpului următor etc. Scara profilului este alta după verticală decît după orizontală, pentru a scoate în evidenţă denivelările. Ne folosim de un şablon cu trei parabole trasate la aceleaşi scări după ecuaţia $y = \frac{gx^2}{2\sigma_0}$, corespunzător condiţiilor cu săgeată maximă ($+40^{\circ}C$ sau $-5^{\circ}C$, după cum $t_{cr} > 40^{\circ}C$ sau $t_{cr} < 40^{\circ}C$). Parabola (α) reprezintă conductorul. Parabola (β) este la distanţa h_g (de gabarit) faţă de prima, deplasată în jos. Parabola (γ) este deplasată faţă de prima în jos cu o distanţă corespunzătoare înălţimii de suspensie a conductorului. Parabola (γ) trece deci prin piciorul stîlpului. Ea determină, prin intersectare cu linia solului, locul celui de-al doilea stîlp. Şablonul din hîrtie

de calc se deplasează prin translaţie deasupra desenului profilului, îm aşa fel ca (γ) să treacă prin piciorul stîlpului (1), pînă ce (β) ajunge tangent, ca în figură, pe linia solului. Atunci distanţa conductorului (α) faţă de pămînt este tocmai h_g. Poziţia corectă pentru stîlpul (2) este reprezentată punctat pe figura III.12.

B. CALCULUL STÎLPILOR

Calculul stîlpilor constă în alegerea dimensiunilor principale şi a secţiunilor şi apoi în verificarea acestor secţiuni pe baza solicitărilor ce apar, în mod normal şi la ruperea conductorului, corespunzător indicaţiilor date de norme. Separat se verifică şi fundaţiile stîlpilor. Izolatoarele se aleg pe baza indicaţiilor asupra rezistenţei lor mecanice (bineînţeles şi a rezistenţei lor electrice), deci fără calcule deosebite de rezistenţă.

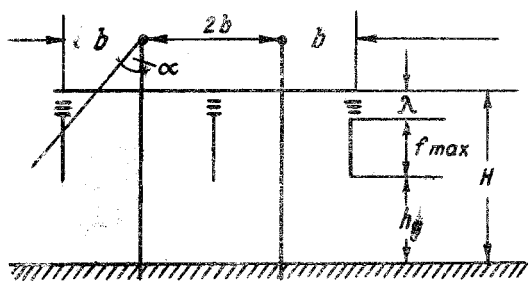


Fig. III.13. Schema unui stîlp portal.

Dimensiunile principale ale stîlpului se determină pe baza distanţelor care trebuie să se respecte între conductor şi stîlp, respectiv între conductor şi pămînt. Presupunînd că majoritatea stîlpilor se plantează pe teren plan, relaţia (III.15) ne dă

$$f_{max} = C\,\ell^2 , \qquad \text{(III.80)}$$

unde $C = \frac{g}{8\,\sigma_0}$ are valoarea maximă, ca şi la curbele şablon prezentate mai sus. Conform figurii III.13, înălţimea stîlpului este

$$H = h_g + \lambda + f_{max} ,$$

deci, cu (III.80)

$$H = h_g + \lambda + C\,\ell^2 . \qquad \text{(III.81)}$$

Preţul unui stîlp (cu fundaţie şi izolatoare) este funcţie de H

$$p = p(H) = p(h_g + \lambda + C\ell^2). \qquad \text{(III.82)}$$

Numărul stîlpilor pe 1 km = 1 ooo m este

$$n = \frac{1\ 000}{\ell}\ , \qquad \text{(III.83)}$$

deci preţul stîlpilor pe 1 km este

$$P = n\,p = \frac{1\ 000}{\ell}\ p\ (h_g + \lambda + C\ell^2)\ , \qquad \text{(III.84)}$$

adică şi acest preţ se poate exprima în funcţie de deschiderea aleasă. Figura III.14 reprezintă funcţiile p, n şi P calculate pentru diferite valori ale deschiderii ℓ. Se observă că există o deschidere optimă, care asigură investiţii minime. Puncte de vedere ale exploatării pot determina alegerea unei deschideri întrucîtva diferite de ℓ_{optim}. In jurul valorii minime, P nu variază mult.

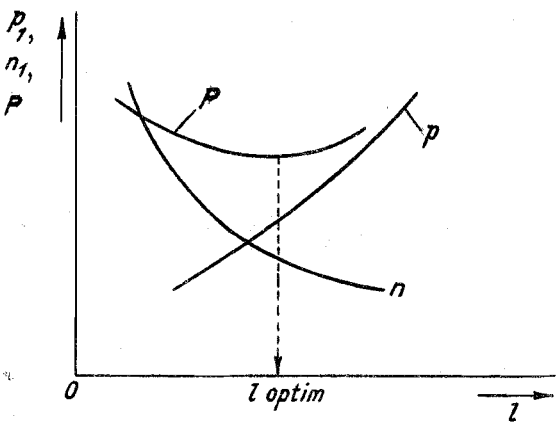


Fig. III.14. Determinarea deschiderii optime.

Deschiderile economice (ℓ_{optim}) sînt mici la stîlpi de lemn şi mari la stîlpi metalici. Ele cresc cu tensiunea, deoarece izolatoarele de înaltă tensiune sînt scumpe şi măresc mult costul liniei dacă numărul stîlpilor este mare.

Fiind ales ℓ, relaţia (III.81) ne dă înălţimea H a stîlpului. Dimensiunile orizontale b, respectiv 2b (fig. III.13) se determină din condiţia, ca conductorul să nu ajungă prea aproape de stîlp, atunci cînd vîntul, suflînd perpendicular pe aliniament, pe conductor şi izolatoare, produce înclinarea lanţului de izolatoare.

Înălţimea punctelor de fixare a conductoarelor de protecţie se determină astfel încît unghiul de protecţie α (fig.III.13) să nu întreacă 30^o ... 40^o.

Distanţele minime depind de tensiunea de exploatare şi de mărimea supratensiunilor. Prin reducerea supratensiunilor, în primul rînd prin folosirea unor descărcătoare perfecţionate, există deci posibilitatea de a ieftini stîlpii.

1. Stîlpi de lemn. In figura III.15,a...e s-au reprezentat cîteva tipuri simple şi des întîlnite de stîlpi de lemn . Calculul stîlpului portal nu este redat aici, deoarece calculele sînt asemănătoare cu ale stîlpilor din figura III.15, iar prezentarea lor ar fi necesitat relativ mult spaţiu (vezi R i a b k o v: „Reţele electrice").

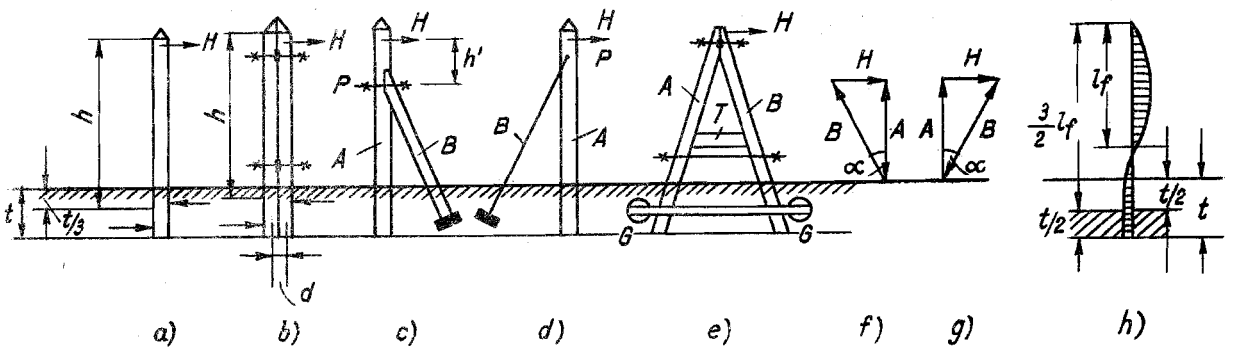


Fig. III.15. Diferite tipuri de stîlpi de lemn (a ... e).

S t î l p u l s i m p l u (fig. III.15,a). Forţele verticale produc solicitări relativ mici de compresiune. Forţa orizontală H dă momentul maxim M = Hh, la o treime din adîncimea de îngropare (vezi calculul fundaţiei). Se verifică $\sigma = \frac{M}{W}$ ($W = \frac{\pi}{32} D^3$).

S t î l p u l d u b l u (fig. III.15,b). Aici $\sigma = \frac{M}{2W}$, unde W este modulul de rezistenţă pentru o secţiune. Pentru ca elementele componente să lucreze solidar, ele trebuie îmbinate cu pene, potrivit dimensionate, care să nu prezinte deplasările relative. Atunci solicitarea la încovoiere se transformă în solicitări axiale, de compresiune şi întindere, care lucrează în cele două grinzi componente

$$F = \frac{Hh}{d} \cong \frac{Hh}{D} .$$

Prin urmare

$$\sigma = \frac{F}{\frac{\pi D^2}{4}} \cong \frac{Hh}{\frac{\pi D^3}{4}} ,$$

în loc de

$$\sigma = \frac{M}{2W} = \frac{M}{\frac{\pi D^3}{16}} .$$

Se observă deci că rezistenţa stîlpului creşte de 4 ori.

S t î l p u l p r o p t i t (fig. III.15,c). La forţe orizontale unilaterale mari se foloseşte stîlpul proptit sau cel ancorat (stîlp de colţ sau terminal). A este stîlpul propriu-zis. B este propteaua. Se verifică secţiunea din P la momentul Hh'. Apoi forţa H, transpusă în P, se descompune ca în figura III.15,f. Forţele A,B şi H care acţionează asupra nodului P dau o rezultantă zero. Forţa A este de întindere, B de compresiune. Grinzile lungi se verifică la flambaj.

S t î l p u l a n c o r a t (fig. III.15,d). Forţa H se transpune în nodul P. Asupra nodului acţionează forţele A, B şi H (fig. III.15,g), de sumă zero. Stîlpul este comprimat, iar ancora este întinsă, cu atît mai mult, cu cît α este mai mic.

S t î l p u l î n A (fig. III.15,e). Este simetric, deci poate fi stîlp de întindere. Pentru ca grinzile A şi B să nu lucreze separat la încovoiere, la vîrf se realizează un nod cu o pană. Atunci A se întinde, B se comprimă, G reprezintă grinzi de fundaţie. Grinda B este solicitată la flambare, avînd vîrful liber, iar baza încastrată. Incastrarea se consideră la adîncimea t/2 (fig. III.15,h). Atunci forma grinzii încărcate corespunde unei bucle şi jumătate dintr-o sinusoidă. Lungimea de flambare ℓ_f care intră în calcule este 2/3 din lungimea pînă în punctul de încastrare. După formula lui Euler

$$Q = \frac{\pi^2 EJ}{\ell_f} , \qquad (III.85)$$

Q fiind forţa la care se produce flambarea. Pentru siguranţă este necesar ca această forţă să fie de cel puţin 4 ori mai mare, decît forţa de compresiune, care rezultă prin aplicarea la vîrf a forţei H. In relaţia (III.85), $E = 10^5$ kgf/cm^2, iar $J = \frac{\pi D^4}{64}$. Dacă Q din (III.85) rezultă prea mare se aplică o traversă T pentru a împiedica flambarea. La solicitări de compresiune şi întindere (sau încovoiere) se consideră σ_{adm} = =145 kgf/cm^2 la conifere şi σ_{adm}=190 kgf/cm^2 la lemn de esenţă tare.

2. Stîlpi metalici. Considerăm cazul stîlpilor metalici cu zăbrele (fig. III.16). Stîlpul este format din 4 montanţi M, prinşi în masivul de fundaţie F. Montanţii sînt fixaţi între ei cu diagonale D.

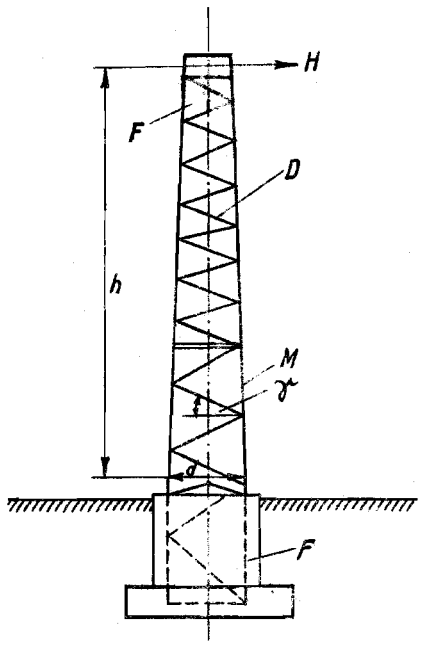


Fig. III.16. Stîlp metalic cu zăbrele.

Fie S_m secţiunea unui montant, la baza stîlpului. La acţiunea forţei de răsturnare H, doi montanţi vor lucra la compresiune, doi la întindere. Solicitarea va fi

$$\sigma = \frac{F}{2 S_m} = \frac{Hh}{2 S_m d} . \qquad \text{(III.86)}$$

Dacă forţa H apare prin ruperea unui conductor pe o traversă, apare o torsionare a întregului stîlp. Capetele de sus ale montanţilor se deplasează după arce de cerc, în jurul axei verticale a stîlpului (fig.III.17). Deplasarea este însă mică, din cauza diagonalelor, şi deci solicitarea la încovoiere a montanţilor este neînsemnată.

Prin urmare montanţii se verifică cu relaţia (III.86). Această relaţie poate fi aplicată, prin interpretare justă, pentru verificarea oricărei secţiuni a montanţilor. La solicitările date de relaţia (III.86) se adaugă acelea care rezultă din greutatea stîlpului, cu izolatoare şi conductoare (compresiune).

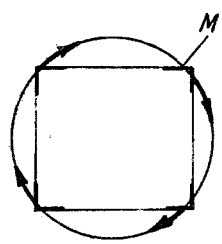


Fig.III.17. Torsionarea stîlpului.

Forţa F din diagonale se calculează prin proiecţia ei pe orizontală F cos γ. Aceasta trebuie să echilibreze forţele orizontale:

- care acţionează direct pe stîlp din exterior,
- care rezultă prin proiectarea pe orizontală a forţelor din montanţi şi
- care rezultă din momentul de torsiune şi braţul forţei F cos γ.

3. Stîlpi din beton. Calculul stîlpilor, în general, dar mai ales calculul stîlpilor din beton, se efectuează cu competenţă de către inginerul constructor. Pentru proiectare se recomandă manualul lui M.Bercovici şi A.Arie, indicat în introducere.

4. Fundaţia stîlpilor. Fundaţiile pot fi simple (sau naturale), fundaţii masive (de greutate) şi fundaţii cu traverse.

In cele ce urmează se vor prezenta aceste tipuri de fundaţii, indicînd şi metode de calcul de verificare cu intenţia de a clarifica în primul rînd unele aspecte fenomenologice. Se subliniază că calculele au valabilitate limitată, deoarece se bazează pe o serie de ipoteze simplificatoare, neglijînd unele influenţe care complică fenomenele.

a. Fundaţia unui stîlp simplu (figura III.18). Stîlpul S ajunge prin aplicarea forţei H la vîrf în noua poziţie S'. Deplasările y în sol vor fi o funcţie liniară a adîncimii x. Vom considera variabila fără dimensiuni

$$x^* = f\frac{x}{t} \,. \qquad \text{(III.87)}$$

In dreptul punctului de rotaţie P, y=0. Avem deci

$$y = ax^* + b. \qquad \text{(III.88)}$$

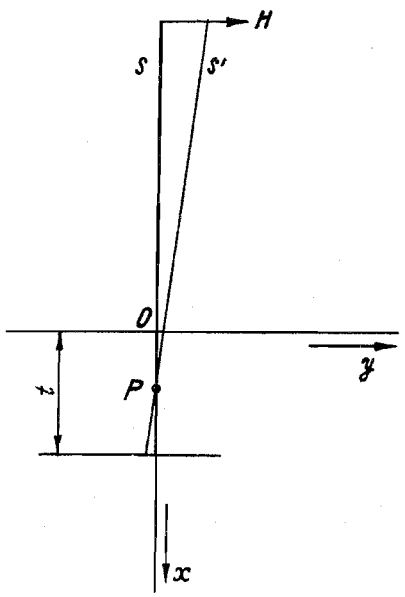


Fig.III.18. Calculul fundaţiei unui stîlp simplu.

Solul nu reacţionează cu aceeaşi forţă la o deplasare y dată, independent de adîncimea x. Forţa se poate considera, la acelaşi y, proporţională cu adîncimea; ea este de altfel proporţională cu deplasarea y

$$\sigma = Ax^* y \,. \qquad \text{(III.89)}$$

Inlocuind (III.88) obţinem

$$\sigma = Ax^* (a x^* + b). \qquad \text{(III.90)}$$

Considerăm, că stîlpul este înalt, deci forţa aplicată dă momente mari, fără ca ea să fie mare. Cu alte cuvinte con-

siderăm că H acţionează prin momentul de răsturnare M, dar că

$$H = 0. \qquad \text{(III.91)}$$

Prin urmare şi

$$\int \sigma dx = 0$$

sau

$$A \int_0^1 (a x^{*2} + b x^*) dx^* = 0. \qquad \text{(III.92)}$$

Rezultă

$$\frac{a}{3} + \frac{b}{2} = 0$$

sau

$$b = -\frac{2a}{3}. \qquad \text{(III.93)}$$

Inlocuind (III.93) în (III.88) se obţine

$$y = a (x^* - \frac{2}{3}). \qquad \text{(III.94)}$$

La $x^* = \frac{2}{3}$, adică $x = \frac{2t}{3}$, rezultă $y = 0$. Punctul de rotaţie este deci la $\frac{2}{3}$ din adîncimea de îngropare.

Inlocuind (III.93) în (III.90) se obţine

$$\sigma = A a (x^{*2} - \frac{2 x^*}{3}). \qquad \text{(III.95)}$$

La $x = t$, adică $x^* = 1$, σ ia valoarea maximă

$$\sigma_t = \frac{Aa}{3}. \qquad \text{(III.96)}$$

Prin urmare. solicitarea relativă este

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{\sigma_t} = 3 x^{*2} - 2 x^*. \qquad \text{(III.97)}$$

Variaţia lui σ^* în raport cu x^* este reprezentată în figura III.19.

Forţa cu care σ acţionează pe suprafaţa elementară $Ddx = Dtdx^*$ este

$$dF = Dt\, dx^* . \sigma = Dt\, \sigma_t \sigma^*\, d x^*,$$

iar momentul rezultant în raport cu O sau în raport cu orice alt punct, în virtutea relaţiei

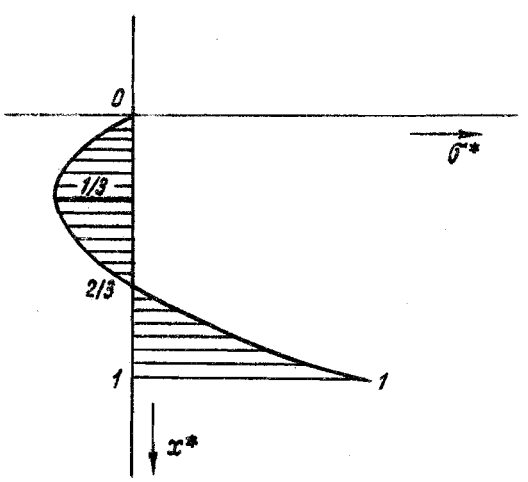


Fig.III.19.Solicitări în sol.

(III.91), egal cu momentul exterior, este

$$M = \int_0^t x \, dF = \int_0^1 t\, x^* \, dF = \int_0^1 Dt^2 \sigma_t \sigma^* x^* \, dx^* .$$

Inlocuind (III.97), obţinem

$$M = \int_0^1 Dt^2 \, \sigma_t (3 x^{*3} - 2 x^{*2}) \, dx^* = \frac{Dt^2 \, \sigma_t}{12} ,$$

de unde

$$\sigma_t = \frac{M}{\frac{Dt^2}{12}} . \qquad (III.98)$$

Dacă solul ar fi fost omogen, solicitarea maximă s-ar fi calculat cu relaţia

$$\sigma_t = \frac{M}{W} = \frac{M}{\frac{Dt^2}{6}} .$$

Se observă, că din cauza neomogeneităţii (relaţia III.89), solicitarea în sol se dublează. In lipsa unor date mai precise asupra solului, se consideră pentru acesta $\sigma_{adm} = 2,5 kg/cm^2$. Dacă solicitarea rezultă prea mare, solul se va întări cu pietre sau cărămizi, sau stîlpul se fixează de o fundaţie cilindrică de beton, cu diametrul mai mare decît diametrul stîlpului.

b. <u>Fundaţii masive</u>. Dintre fundaţiile de beton considerăm o fundaţie ca în figura (III.2o), care împiedică răsturnarea stîlpului în primul rînd prin greutatea sa (fundaţie de greutate). In prima aproximaţie se neglijează forţa F' cu care, la aplicarea forţei H, solul comprimat acţionează asupra

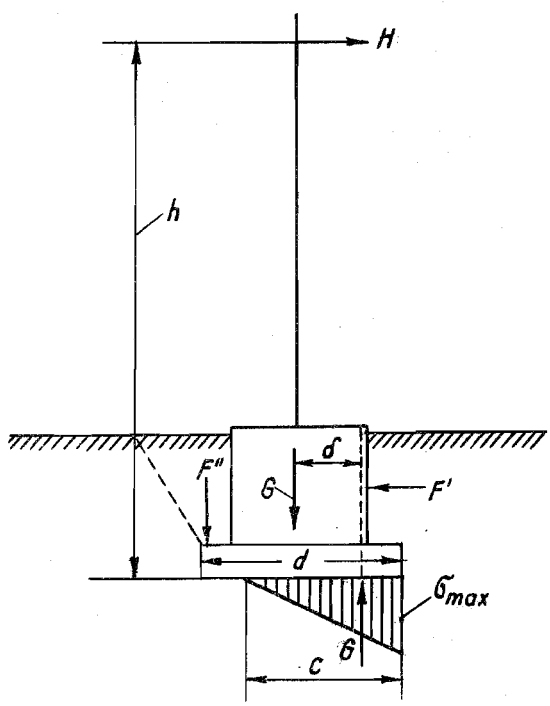


Fig.III.2o. Fundaţie masivă de beton.

blocului de beton şi de asemenea şi forţa F" cu care cantitatea de pământ care tinde a fi dislocat apasă asupra fundaţiei. In partea inferioară acţionează asupra fundaţiei reacţiunea G, dînd un cuplu de stabilizare egal cu cel de răsturnare. Neglijarea forţelor F' şi F" face ca să nu mai trebuiască să se considere coeficienţi mari de siguranţă, rezultînd chiar o fundaţie de greutate exagerată. Calculele mai precise nu vor fi prezentate aici.

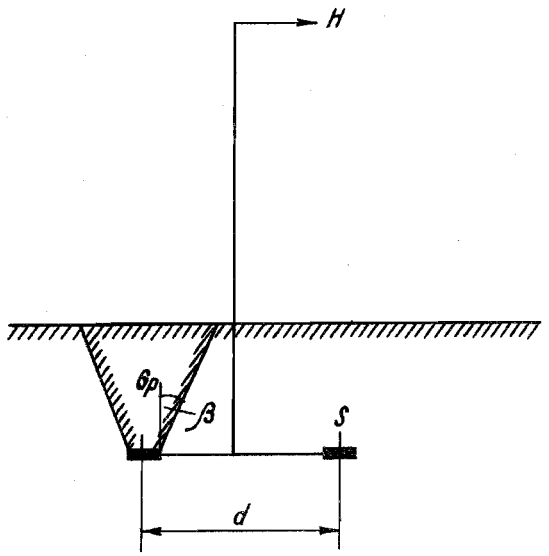


Fig. III.21. Fundaţie cu traverse.

Prin aplicarea forţei H, pătrunderea fundaţiei în sol va varia liniar cu distanţa, corespunzător haşurării din figura III.2o, care reprezintă totodată şi solicitarea solului. Notînd cu b lăţimea fundaţiei, perpendicular pe planul hîrtiei, obţinem

$$G = \frac{bc\,\sigma_{max}}{2} .$$

Rezultă

$$\sigma_{max} = \frac{2G}{bc} . \qquad (III.99)$$

In această relaţie c nu se cunoaşte încă. El rezultă din relaţia

$$Hh = \delta G,$$

de unde

$$\delta = \frac{Hh}{G}$$

şi

$$c = 3\left(\frac{d}{2} - \delta\right) . \qquad (III.1oo)$$

Se verifică ca σ_{max} să fie mai mic decît σ_{adm} .

c. <u>Fundaţii cu traverse</u>. In acest caz, stabilizarea stîlpului se realizează cu tălpile de suprafaţa S (fig.III.21).

Sub talpa din dreapta, reacţia solului va fi ţinînd seama şi de greutatea G a stîlpului

$$F_D = \frac{Hh}{d} + \frac{G}{2} .$$

Se verifică

$$\sigma = \frac{F_D}{S} .$$

Reacţia pămîntului deasupra tălpii din stînga este mai mică

$$F_S = \frac{Hh}{d} - \frac{G}{2} ,$$

deci verificarea lui σ nu prezintă interes. Se va calcula însă greutatea G_P a masei de pămînt deasupra tălpii, aceasta putînd fi împinsă în sus de forţa F_S. De aceea, este necesar, ca $G_P > F_S$, cu un coeficient potrivit de siguranţă. La calculul lui G_P se consideră $\beta = 20 \ldots 25^0$, iar greutatea specifică a pămîntului de $\gamma \cong 1,6$ t/m^3.

C a p i t o l u l I V

PARAMETRII ELEMENTELOR DE REȚEA

A. PARAMETRII DE FAZĂ ȘI DE SECVENȚĂ

In problemele de transport şi distribuţie de energie electrică se consideră în primul rînd circuitele trifazate. Acestea pot fi simetrice sau nesimetrice în raport cu cele trei faze. Curenţii şi tensiunile sînt adesea nesimetrice. In aceste condiţii există două posibilităţi de calcul:

- calculul separat al circuitului fiecărei faze în parte, ţinînd seama şi de influenţele între faze sau
- calculul cu componente simetrice.

Cea de-a doua metodă prezintă avantaje faţă de prima, datorită faptului că

- adesea impedanţele pe faze nu se cunosc, elementele de reţea fiind construcţii trifazate, a căror comportare se cunoaşte prin calcul şi măsurare, numai în raport cu un sistem simetric trifazat de mărimi electrice şi nu şi în raport cu curenţi sau tensiuni monofazate,
- elementele de reţea trifazate sînt de cele mai multe ori simetrice; de aceea, după cum se va arăta, la calculul în componente simetrice, ele se pot descompune în trei reţele de secvenţă independente între ele, pe cînd între cele trei circuite de fază există influenţe reciproce.

In cele ce urmează se va arăta modul de trecere de la circuite de fază la circuite sau reţele de secvenţă, străbătute de componentele simetrice ale curentului şi avînd la borne componentele simetrice ale tensiunii. In locul parametrilor fiecărei faze apar noi parametri, numiţi de secvenţă.

Remarcăm că descompunerea în componente simetrice a curenţilor şi tensiunilor şi introducerea unor impedanţe de secvenţă, după cum se va indica mai jos, nu este decît o operaţie de calcul, care nu modifică aspectul fizic al fenomenelor. Acestea se desfăşoară în reţeaua reală, trifazată, însă din motive de simetrie, în componente simetrice, este suficient să se reprezinte o singură fază. Impedanţele de secvenţă sînt aceleaşi pe cele trei faze, însă diferă în funcţie de succesiunea sistemului simetric de curenţi, care le parcurg. Ele pot fi aşadar considerate, ca un sistem de mărimi omopolare, indiferent de succesiunea sistemului simetric de curenţi sau de tensiuni.

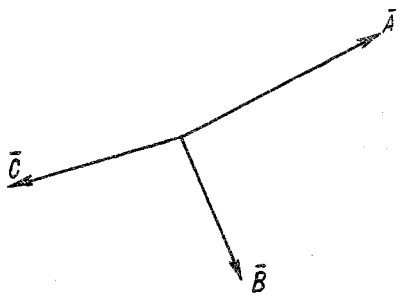


Fig. IV.1. Mărimi nesimetrice.

1. Componente simetrice. Fie $\bar{A}$, $\bar{B}$, $\bar{C}$ (fig. IV.1) trei mărimi electrice (curenţi, tensiuni) pe cele trei faze (a, b, c) ale reţelei. În general ele nu sînt simetrice. Ele se pot descompune însă în trei sisteme simetrice:

- sistemul $\bar{A}_1$, $\bar{B}_1$, $\bar{C}_1$ de succesiune directă (fig.IV.2,a), adică

$$\begin{aligned} \bar{B}_1 &= a^2 \bar{A}_1 \ , \\ \bar{C}_1 &= a \ \bar{A}_1 \ , \end{aligned} \qquad \text{(IV.1)}$$

unde

$$a = e^{j120^o} = \underline{|120^o} \ ,$$

- sistemul $\bar{A}_2$, $\bar{B}_2$, $\bar{C}_2$ de succesiune inversă (fig.IV.2,b), adică

$$\begin{aligned} \bar{B}_2 &= a \bar{A}_2 \ , \\ \bar{C}_2 &= a^2 \bar{A}_2 \ , \end{aligned} \qquad \text{(IV.2)}$$

- sistemul $\bar{A}_o$, $\bar{B}_o$, $\bar{C}_o$ de succesiune omopolară (fig.IV.2,c), adică

$$\bar{A}_o = \bar{B}_o = \bar{C}_o \qquad \text{(IV.3)}$$

Numărul complex a are următoarele caracteristici:

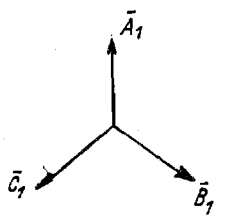
$$a^2 = \underline{\lfloor 240^o} = \frac{1}{a} = \underline{\lfloor -120^o},$$

$$a^3 = 1$$

$$a^{3n+\alpha} = a^{\alpha} \quad \text{(exemplu: } a^5 = a^2\text{)},$$

$$1 + a + a^2 = 0.$$

Relaţiile (IV.1),(IV.2) şi (IV.3) arată că cele trei sisteme formate în total din 9 mărimi se pot reprezenta prin intermediul mărimilor de bază: $\bar{A}_1$, $\bar{A}_2$, $\bar{A}_o$. De aceea la descompunerea în componente simetrice, problema constă în găsirea componentelor de secvenţă $\bar{A}_1$, $\bar{A}_2$, $\bar{A}_o$, fiind date mărimile de fază $\bar{A}$, $\bar{B}$, $\bar{C}$.

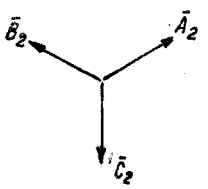


a)

Se poate scrie

$$\bar{A} = \bar{A}_1 + \bar{A}_2 + \bar{A}_o ,$$
$$\bar{B} = \bar{B}_1 + \bar{B}_2 + \bar{B}_o ,$$
$$\bar{C} = \bar{C}_1 + \bar{C}_2 + \bar{C}_o ,$$

sau, înlocuind (IV.1), (IV.2) şi (IV.3)



b)

$$\bar{A} = \bar{A}_1 + \bar{A}_2 + \bar{A}_o,$$
$$\bar{B} = a^2\bar{A}_1 + a\,\bar{A}_2 + \bar{A}_o, \qquad \text{(IV.4)}$$
$$\bar{C} = a\,\bar{A}_1 + a^2\bar{A}_2 + \bar{A}_o.$$

Avem deci 3 ecuaţii cu 3 necunoscute: $\bar{A}_1$, $\bar{A}_2$, $\bar{A}_o$. Se obţine

c)

$$\bar{A}_1 = \frac{1}{3}(\bar{A} + a\,\bar{B} + a^2\,\bar{C}),$$
$$\bar{A}_2 = \frac{1}{3}(\bar{A} + a^2\bar{B} + a\bar{C}), \qquad \text{(IV.5)}$$
$$\bar{A}_o = \frac{1}{3}(\bar{A} + \bar{B} + \bar{C}).$$

Fig.IV.2.Cele trei sisteme de componente simetrice.

Celelalte componente ($\bar{B}_1$, $\bar{B}_2$, $\bar{B}_o$, $\bar{C}_1$, $\bar{C}_2$, $\bar{C}_o$) se obţin prin permutări ciclice ale literelor în relaţiile (IV.5).

2. Reţele simetrice. Reţeaua este simetrică dacă impedanţele celor trei faze au aceeaşi valoare $\bar{Z}$, iar impedanţa mutuală între două faze are de asemenea aceeaşi valoare $\bar{Z}'$, inde-

pendent de fazele considerate (fig. IV.3). $\bar{Z}'$ ţine seama de cuplajul galvanic şi cel inductiv care poate exista între faze. Expresiile căderilor de tensiune pe cele trei faze vor fi

$$\begin{aligned}
\bar{U}_a &= \bar{I}_a\bar{Z} + \bar{I}_b\bar{Z}' + \bar{I}_c\bar{Z}' ,\\
\bar{U}_b &= \bar{I}_a\bar{Z}' + \bar{I}_b\bar{Z} + \bar{I}_c\bar{Z}' , \qquad \text{(IV.6)}\\
\bar{U}_c &= \bar{I}_a\bar{Z}' + \bar{I}_b\bar{Z}' + \bar{I}_c\bar{Z} .
\end{aligned}$$

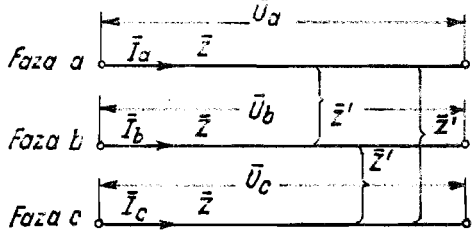


Fig. IV.3. Reţea simetrică în regim nesimetric.

Pentru a obţine componentele tensiunii, scriem (IV.6) sub forma

$$\begin{aligned}
\bar{U}_a &= \bar{I}_a(\bar{Z}-\bar{Z}') + (\bar{I}_a+\bar{I}_b+\bar{I}_c)\bar{Z}' =\\
&= \bar{I}_a(\bar{Z}-\bar{Z}') + 3\,\bar{I}_{ao}\bar{Z}' ,\\
\bar{U}_b &= \bar{I}_b\,(\bar{Z}-\bar{Z}') + 3\,\bar{I}_{ao}\,\bar{Z}', \qquad \text{(IV.7)}\\
\bar{U}_c &= \bar{I}_c\,(\bar{Z}-\bar{Z}') + 3\,\bar{I}_{ao}\,\bar{Z}',
\end{aligned}$$

şi le înlocuim în relaţiile (IV.5), scrise pentru tensiuni

$$\begin{aligned}
\bar{U}_{a1} &= \tfrac{1}{3}\,(\bar{I}_a+a\,\bar{I}_b + a^2\bar{I}_c)(\bar{Z}-\bar{Z}')+ \bar{I}_{ao}\bar{Z}'(1+a+a^2)=\bar{I}_{a1}(\bar{Z}-\bar{Z}'),\\
\bar{U}_{a2} &= \tfrac{1}{3}\,(\bar{I}_a+a^2\bar{I}_b+a\bar{I}_c)(\bar{Z}-\bar{Z}')+\bar{I}_{ao}\bar{Z}'(1+a^2+a)=\bar{I}_{a2}(\bar{Z}-\bar{Z}'), \qquad \text{(IV.8)}\\
\bar{U}_{ao} &= \tfrac{1}{3}\,(\bar{I}_a+\bar{I}_b+\bar{I}_c)(\bar{Z}-\bar{Z}')+3\,\bar{I}_{ao}\bar{Z}' = \bar{I}_{ao}(\bar{Z}-\bar{Z}')+3\bar{I}_{ao}\bar{Z}'=\bar{I}_{ao}(\bar{Z}+2\bar{Z}').
\end{aligned}$$

Relaţiile (IV.8) se mai pot pune sub forma:

$$\begin{aligned}
\bar{U}_{a1} &= \bar{I}_{a1}\,\bar{Z}_1 ,\\
\bar{U}_{a2} &= \bar{I}_{a2}\,\bar{Z}_2 , \qquad \text{(IV.9)}\\
\bar{U}_{ao} &= \bar{I}_{ao}\,\bar{Z}_o ,
\end{aligned}$$

unde

$$\bar{Z}_1 = \bar{Z}_2 = \bar{Z} - \bar{Z}' , \qquad \text{(IV.10)}$$

şi

$$\bar{Z}_o = \bar{Z} + 2\bar{Z}' , \qquad \text{(IV.11)}$$

Relaţiile (IV.9) ne arată, că într-o reţea simetrică, în care există şi cuplaj între faze, reţelele de secvenţă (parcurse de curenţii de secvenţă $\bar{I}_{a1}$, $\bar{I}_{a2}$, $\bar{I}_{ao}$) sînt independente, adică fără cuplaje între ele (adică $\bar{U}_{a1}$ este produs

numai de $\underline{I}_{a1}$ şi nu şi de $\underline{I}_{a2}$ şi $\underline{I}_{ao}$)etc. Relaţiile (IV.9)sînt mai simple decît (IV.6) şi au elemente cunoscute $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$, $\underline{Z}_o$ (parametrii de secvenţă) pe cînd parametrii de fază $\underline{Z}$ şi $\underline{Z}'$ adesea nu se cunosc.

Relaţiile (IV.1o) dau legătura între parametrii de secvenţă şi parametrii de fază. Se observă că $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$, dar diferă de $\underline{Z}_o$, dacă între faze există cuplaj mutual ($\underline{Z}' \neq 0$). Relaţia $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$ nu este valabilă la maşini rotative (generatoare sincrone, motoare), deoarece la acestea rotorul se roteşte în sensul cîmpului rotitor direct şi deci în sens contrar cu cîmpul rotitor produs de curenţii de succesiune inversă. Acest lucru influenţează posibilitatea de formare a cîmpului magnetic şi deci şi reactanţele de secvenţă directă şi inversă. Relaţia $\underline{Z}_1 = \underline{Z}_2$ este valabilă deci la circuite simetrice statice: linii, transformatoare, reactoare, consumatori statici.

Liniile aeriene devin simetrice prin transpunere. De aceea relaţiile (IV.9) sînt valabile şi la linii aeriene nesimetrice, dar transpuse.

Relaţiile (IV.9) se referă toate la faza a. Situaţia celorlalte două faze rezultă din relaţiile (IV.1), (IV.2) şi (IV.3). Prin urmare fenomenele nesimetrice pe linii simetrice se pot studia pe o singură fază, însă pe trei reţele de secvenţă independente între ele, în loc de trei faze cuplate între ele.

Parametrul $\underline{Z}_1$ corespunde condiţiilor de exploatare normală, adică simetrică (curenţi şi tensiuni de secvenţă directă). De aceea el poartă adesea denumirea "de exploatare". Astfel se spune pentru L_1: inductivitate de exploatare, pentru C_1: capacitate de exploatare.

B. PARAMETRII LINIILOR

Liniile se caracterizează prin

- rezistenţa $R_{(o)}$ $[\Omega/m]$
- conductanţa $G_{(o)}$ $[S/m]$
- inductivitatea $L_{(o)}$ $[H/m]$ şi
- capacitatea $C_{(o)}$ $[F/m]$.

pe unitatea de lungime, adică pe m sau km. Indicele "0" s-a pus în paranteză pentru a face deosebirea de indicele "0" folosit pentru secvenţa omopolară. Din aceste mărimi rezultă

$$\overline{Z}_{(o)} = R_{(o)} + j\omega L_{(o)} = R_{(o)} + J\, X_{(o)} \quad [\Omega/m]$$

şi

$$\overline{Y}_{(o)} = G_{(o)} + j\omega C_{(o)} = G_{(o)} + J\, B_{(o)} \quad [S/m] \ ,$$

S (siemens) $= \Omega^{-1}$ fiind unitatea de măsură pentru admitanţă. $X_{(o)}$ este reactanţa, $B_{(o)}$ susceptanţa, $\overline{Z}_{(o)}$ impedanţa (complexă) şi $\overline{Y}_{(o)}$ admitanţa complexă pe unitatea de lungime.

Parametrii cablurilor se determină în general din tabele date de furnizor. In general, la cabluri, distanţa între vine fiind mică, reactanţa este mică şi capacitatea mare. In cele ce urmează se va prezenta calculul parametrilor liniilor aeriene.

1. <u>Rezistenţa liniei</u>. Ea se calculează din relaţia

$$R = \frac{\rho l}{s} \ ,$$

în care pentru a obţine pe $R_{(o)}$ se pune $l \cong 1{,}o25$, ţinînd seama astfel de lungimea mărită a firelor prin răsucire. Rezistivitatea ρ se consideră la 2o ... 25°C, deoarece conductoarele liniilor aeriene conduc un curent în general mult mai mic, decît cel admisibil din punctul de vedere al încălzirii conductorului. Supratemperatura (temperatura peste aceea a mediului ambiant) este de numai cîteva grade. Chiar şi la cabluri, temperatura este adesea departe de cea admisibilă. La scurtcircuite temperatura creşte, dar scurtcircuitele se deconectează cel mult în cîteva secunde. Pentru topirea chiciurii se trece un curent mărit prin conductor, dar numai pentru timpul necesar topirii (cel mult cîteva ore). Nici acest curent nu măreşte temperatura conductorului prea mult. Deşi materialul conductor permite ridicarea pentru scurt timp a temperaturii la 2oo...25o°C, totuşi la linii aeriene acest lucru este inadmisibil din cauza săgeţii mari care ar rezulta. Efectul mic de încălzire se datorează faptului că din punct de vedere economic, densităţile de curent trebuie alese relativ mici.

Efectul pelicular la secţiunile obişnuite şi frecvenţa de 5o Hz nu trebuie luat în considerare nici pentru cupru, nici pentru aluminiu. El măreşte rezistenţa în curent alternativ la bare colectoare de secţiune mare ($> 1o^3$ mm^2).

2. Conductanţa liniei. Conductanţa rezultă prin scurgerile de curent pe izolatoare, cînd acestea sînt murdare şi prin efect corona. In general, conductanţa $G_{(o)}$ este neglijabilă pentru că scurgerile la suprafaţa izolatoarelor nu întrec nici la linii de înaltă tensiune cîţiva kilowaţi pe km (puterile transportate fiind de zeci şi sute de megawaţi), iar efectul corona de obicei se evită la linii, tocmai pentru a reduce pierderile şi a elimina efectele perturbatoare asupra recepţiei de radio, produse prin radiaţii la efect corona. Pierderile prin efect corona apar dacă $U > U_{cr}$ (vezi cap.II.pct, B.1) şi sînt proporţionale cu $(U-U_{cr})^2$.

3. Inductivitatea liniilor. In jurul conductoarelor, la trecerea curentului, se formează un flux (proporţional cu curentul) care înlănţuie conductorul. Inductivitatea este raportul dintre flux şi curent şi este independentă de valoarea curentului. Pentru calculul inductivităţii este necesar deci să se calculeze fluxul produs de curentul din conductor.

a. Inductivităţi de fază. Considerăm separat circuitul fiecărei faze. Cum în general liniile nu au conductor de întoarcere, trebuie să se considere pămîntul ca mediu de întoarcere. Bucla este deci formată din conductorul de fază şi pămînt. Curentul se întoarce prin pămînt repartizat neuniform pînă la mari adîncimi (cu atît mai mari, cu cît conductibilitatea solului este mai redusă). Din punctul de vedere al cîmpului magnetic care înlănţuie conductorul de fază, curentul de întoarcere prin pămînt poate fi închipuit concentrat într-un conductor fictiv, la adîncimea sau distanţa R de conductorul de fază de circa 1 km. Inductivitatea se va calcula cu curentul din conductorul de fază şi fluxul produs de acesta; astfel nu se calculează inductivitatea buclei, ci numai a conductorului de fază. Fluxul în jurul conductorului se întinde pînă la infinit; de aceea inductivitatea va fi infinită. Numai în calculele ulterioare, unde apar diferenţe ale inductivităţilor de fază, se obţin mărimi finite.

α. I n d u c t i v i t a t e a p r o p r i e a u n u i c o n d u c t o r m a s i v. Fluxul produs de curentul i din conductorul M (fig. IV.4) este format dintr-un flux ϕ_e, exterior conductorului şi un flux interior ϕ_i.

In afara conductorului

$$B_e = \mu_o H_e = \mu_o \frac{i}{2\pi x} , \qquad (IV.12)$$

iar fluxul prin suprafaţa dS=dx.1 (de 1 m lungime) este

$$d\phi_e = \frac{\mu_o i\, dx}{2\pi x} . \qquad (IV.13)$$

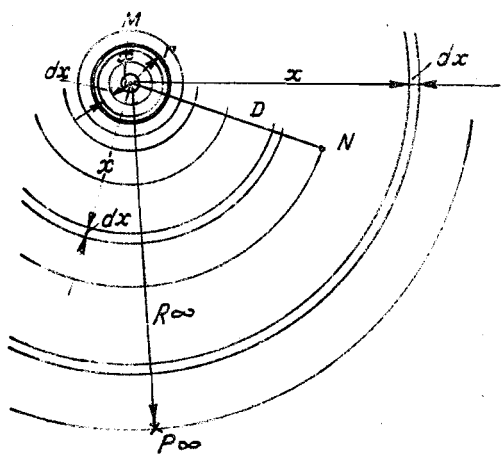


Fig. IV.4. Conductor masiv.

Fluxul total exterior se obţine prin integrare de la suprafaţa conductorului pînă la infinit (punctul de la infinit: P∞ , distanţa la acest punct: R ∞)

$$\phi_e = \int_r^{R\infty} d\phi_e = \frac{\mu_o i}{2\pi} \ln \frac{R\infty}{r} . \qquad (IV.14)$$

Acest flux, precum şi inductivitatea corespunzătoare

$$L_{e(o)} = \frac{\phi_e}{i} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R\infty}{r} \qquad (IV.15)$$

au valori infinite.

In interiorul unui conductor neferomagnetic, curentul se poate considera repartizat uniform pe secţiune. In interiorul unui cerc cu raza x circulă deci curentul

$$i_x = i \frac{x^2}{r^2} . \qquad (IV.16)$$

Prin urmare la aceeaşi rază

$$H_i = \frac{i_x}{2\pi x} = \frac{i_x}{2\pi r^2} .$$

Inductivitatea $L_{i(o)}$ corespunzătoare fluxului din interiorul conductorului se calculează din relaţia

$$\frac{L_{i(o)}}{2} i^2 = \int_o^r \frac{\mu_o H_i^2}{2} d S = \int_o^r \frac{\mu_o}{2} \left(\frac{ix}{2\pi r^2}\right)^2 2\pi x \, dx = \frac{\mu_o i^2}{16\pi} ,$$

de unde

$$L_{i(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \cdot \frac{1}{4} . \qquad (IV.17)$$

Inductivitatea totală (pe 1 m de conductor va fi)

$$L_{(o)} = L_{e(o)} + L_{i(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \left(\ln \frac{R\infty}{r} + \frac{1}{4} \right) . \qquad (IV.18)$$

La conductoare feromagnetice, termenul al doilea apare mărit din cauză că $\mu \gg \mu_o$.

Dacă se consideră că curentul trece numai printr-un strat foarte subţire de la suprafaţă (conductor tubular) Φ_i nu apare şi deci

$$L_{(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R\infty}{\rho} , \qquad (IV.19)$$

ρ fiind raza conductorului tubular (cu pereţi foarte subţiri).

Relaţia (IV.18) mai poate fi scrisă şi astfel

$$L_{(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R\infty}{r e^{-\frac{1}{4}}} . \qquad (IV.20)$$

Comparînd (IV.19) cu (IV.20) rezultă

$$\rho = r e^{-\frac{1}{4}} = 0,7788 \, r, \qquad (IV.21)$$

adică expresia razei ρ a conductorului tubular cu aceeaşi inductivitate ca şi conductorul masiv cu raza r. In calcule adesea conductorul masiv cu raza r este înlocuit cu unul fictiv, tubular, cu raza ρ, pentru a putea folosi formula simplificată (IV.19).

β. I n d u c t i v i t a t e a r e c i p r o c ă a conductorului considerat M cu un al doilea conductor N (fig. IV.4), situat la distanţa D faţă de primul se calculează cu ajutorul fluxului produs de curentul i din primul conductor

şi care înlănţuie conductorul N. Acest flux se determină din integrarea relaţiei (IV.13) între limitele D şi R_∞ ; împărţind cu i se obţine inductivitatea reciprocă

$$L'_{(o)} = \frac{\int_D^{R\infty} d\,\phi_e}{i} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R\infty}{D} . \qquad (IV.22)$$

Dacă conductorul M este parcurs de i, iar N de -i, formînd o buclă, atunci M este înlănţuit de fluxul

$$\varphi_1 = i\,L_{(o)} + (-i)L'_{(o)} = i\,(L_{(o)} - L'_{(o)}), \qquad (IV.23)$$

de unde

$$L_{1(o)} = \frac{\varphi_1}{i} = L_{(o)} - L'_{(o)} . \qquad (IV.24)$$

Această relaţie ne arată comparînd-o cu (IV.1o), că inductivitatea conductorului de dus al buclei, ţinînd seama şi de curentul de întoarcere, apare ca o inductivitate de secvenţă directă. Cu (IV.19) şi (IV.22), relaţia (IV.24) ne dă

$$L_{1(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D}{\rho} , \qquad (IV.25)$$

adică o mărime finită.

Inductivitatea fazei, ţinînd seama de curentul de întoarcere prin pămînt la distanţa R este ($D \rightarrow R \cong 1$ km)

$$L_{1(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R}{\rho} . \qquad (IV.26)$$

γ. I n d u c t i v i t a t e a l a c o n d u c t o a r e m u l t i f i l a r e.

I n d u c t i v i t a t e a r e c i p r o c ă. Vom considera la rezolvarea acestei probleme atît funiile formate din mai multe fire cît şi liniile cu conductoare din fascicule, adică 2 ... 4 conductoare pe fază. În ambele cazuri, datorită răsucirii, respectiv a transpunerii, poziţia reciprocă a conductoarelor componente se schimbă, în aşa fel încît pe o lungime suficient de lungă vor apare toate poziţiile reciproce posibile. Noi vom concentra toate aceste poziţii pe lungimea de 1 m. Dacă poziţiile posibile sînt m pentru conductoarele

din M (fig. IV.5) şi n pentru cele din N, rezultă o lungime de $\frac{1}{mn}$ metri pentru fiecare porţiune cu inductivitatea reciprocă pe metru (relaţia (IV.22)

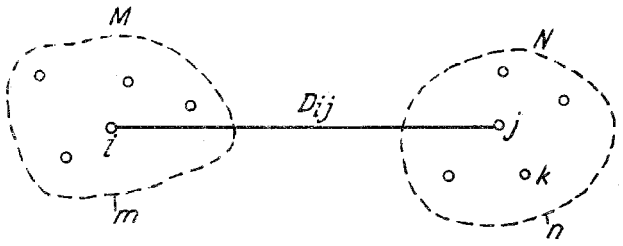


Fig. IV.5. Conductoare multifilare.

$$L'_{ij(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R_\infty}{D_{ij}}. \qquad (IV.27)$$

Inductivitatea reciprocă rezultantă va fi

$$L'_{(o)} = \sum_{i,j} \frac{1}{mn} L'_{ij(o)} =$$

$$= \sum \frac{\frac{\mu_o}{2\pi}}{mn} \ln \frac{R_\infty}{D_{ij}} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R_\infty}{\sqrt[mn]{\underbrace{D_{ij} \cdot D_{ik} \cdots D_{mn}}_{mn \text{ factori}}}} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R_\infty}{D_m}, \qquad (IV.28)$$

unde

$$D_m = \sqrt[mn]{D_{ij} \cdot D_{ik} \cdots D_{mn}}. \qquad (IV.29)$$

Relaţia (IV.28) este identică cu (IV.22), cu observaţia că în ea D_m reprezintă corespunzător relaţiei (IV.29) distanţa medie geometrică între conductoare.

I n d u c t i v i t a t e a p r o p r i e. Pentru a calcula inductivitatea proprie a unui conductor multifilar (sau fasicular), presupunem că M şi N sînt de construcţie identică, cu cîte m elemente (fire, conductoare componente); apoi suprapunem N peste M.

In cazul particular cînd m = 1 procesul de suprapunere a însemnat nu anularea distanţei D_m, ci reducerea lui D_m la valoarea f. Aceasta rezultă din compararea relaţiilor (IV.19) şi (IV.22). In cazul conductorului multifilar, prin suprapunere vor apare (analog ca în cazul m= 1) m distanţe f între elementele care se suprapun şi m (m-1) distanţe D_{ij} între elementele care nu se suprapun. Se observă că de fapt între elementele care nu se suprapun există numai $\frac{m(m-1)}{2}$ distanţe distincte, însă acestea apar de 2 ori, datorită suprapunerii a două

distanţe formate între două perechi de elemente, care prin suprapunere formează o singură pereche. In relaţia (IV.28) şi (IV.29) distanţa medie D_m se transformă în raza medie

$$r_m = \sqrt[m^2]{\rho^m \underbrace{D_{ij}^2 \cdot D_{ik}^2 \cdots}_{m(m-1)\text{factori}}} = \rho \sqrt[\frac{m^2}{2}]{\underbrace{D_{ij} \cdot D_{ik} \cdots}_{\frac{m(m-1)}{2}\text{ factori}}} . \qquad (IV.30)$$

Aşadar, cu expresia (IV.30) pentru raza medie, inductivitatea proprie a unui conductor multifilar va fi

$$L_{(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R_\infty}{r_m} . \qquad (IV.31)$$

Această relaţie este analogă cu (IV.19) şi rezultă din ea prin înlocuirea lui ρ cu r_m. Expresia corespunzătoare relaţiei (IV.25) pentru o buclă este

$$L_{1(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D_m}{r_m} . \qquad (IV.32)$$

f. Conductoare multifilare simetrice. Dacă firele componente sînt dispuse simetric pe un cerc (fig. IV.6), atunci distanţele între fire

$$a_2, a_3, a_4, a_5(=a_3), a_6(=a_2),$$

care în cazul figurii pornesc de la firul 1, se repetă, pornind de la firul 2,3...6. In general vor fi m-1 distanţe care pornesc de la firul 1

$$a_2, a_3 \cdots a_m ,$$

care apoi se repetă de m ori. Prin urmare relaţia (IV.30) ne va da

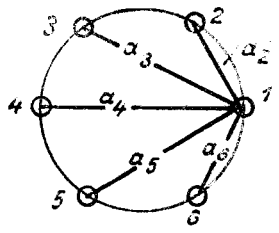


Fig.IV.6. Conductor simetric.

$$r_m = \sqrt[m^2]{\rho^m \cdot (a_2 a_3 \cdots a_m)^m} = \sqrt[m]{\rho\, a_2 a_3 \cdots a_m} . \qquad (IV.33)$$

Aşadar la calculul razei medii geometrice intervin distanţele de la un fir la celelalte, dar şi la el însuşi, prin $\rho\,(=a_1)$. Vom arăta mai jos că produsul

$$a_2 a_3 \cdots a_m = m \cdot r^{m-1} , \qquad (IV.34)$$

r fiind raza cercului pe care sînt repartizate la distanţe egale firele $1, 2, \ldots m$.

Inlocuind (IV.34) în (IV.33) rezultă

$$r_m = \sqrt[m]{m \rho r^{m-1}} . \qquad (IV.35)$$

Pentru a demonstra relaţia (IV.34) exprimăm mărimile complexe $\bar{a}_2 \ldots \bar{a}_6$ prin $\bar{r}_1 = r, \bar{r}_2 \ldots \bar{r}_6$ (fig. IV.7):

$$\begin{aligned}
\bar{a}_2 &= r - \bar{r}_2 = r\left(1 - \frac{\bar{r}_2}{r}\right) = r\,(1 - \bar{z}_2) \\
\bar{a}_3 &= r - \bar{r}_3 = r\left(1 - \frac{\bar{r}_3}{r}\right) = r\,(1 - \bar{z}_3) \\
&\vdots \\
\bar{a}_m &= r - \bar{r}_m = r\left(1 - \frac{\bar{r}_m}{r}\right) = r\,(1 - \bar{z}_m).
\end{aligned} \qquad (IV.36)$$

$\bar{r}_1$ s-a considerat după axa reală. $\bar{z}_2, \bar{z}_3 \ldots \bar{z}_m$ au modulul 1 şi sînt rădăcini ale ecuaţiei

$$\bar{z}^m - 1 = 0, \qquad (IV.37)$$

pe lîngă rădăcina reală $\bar{z}_1 = 1$. De aceea, ecuaţia (IV.37) poate fi pusă şi sub forma

$$\bar{z}^m - 1 = (\bar{z}-1)(\bar{z}-\bar{z}_2)(\bar{z}-\bar{z}_3)\ldots \ldots (\bar{z} - \bar{z}_m).$$

Prin urmare

$$(\bar{z}-\bar{z}_2)(\bar{z}-\bar{z}_3)\ldots(\bar{z}-\bar{z}_m) = \frac{\bar{z}^m - 1}{\bar{z}-1} = \bar{z}^{m-1} + \bar{z}^{m-2} + \ldots + 1. \qquad (IV.38)$$

Punînd $\bar{z} = 1$, relaţia (IV.38) devine

$$(1 - \bar{z}_2)(1 - \bar{z}_3) \ldots (1 - \bar{z}_m) = m. \qquad (IV.39)$$

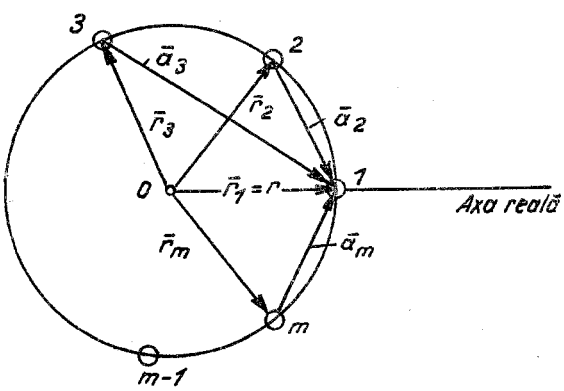


Fig.IV.7. Demonstrarea relaţiei (IV.34).

Făcînd produsul relaţiilor (IV.36) şi înlocuind (IV.39) rezultă

$$\bar{a}_2\,\bar{a}_3\ldots\bar{a}_m = r^{m-1}\,(1-\bar{z}_2)(1-\bar{z}_3)\ldots(1-\bar{z}_m) = m\,r^{m-1} \qquad \text{(IV.40)}$$

şi de aici direct relaţia (IV.34).

Pentru verificarea relaţiei (IV.34) analizăm cazurile particulare cînd m = 2, 3, 4, 6 (fig. IV.8).

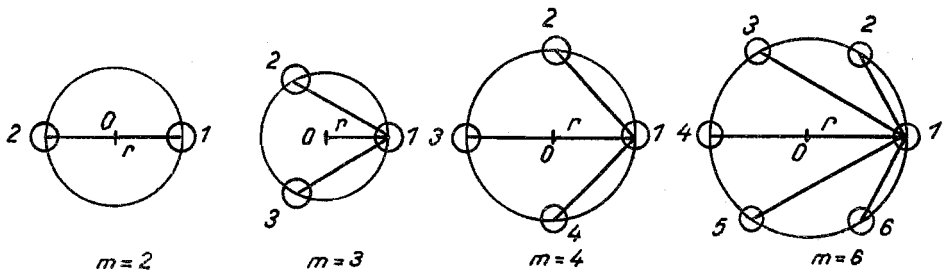


Fig. IV.8. Cazuri particulare.

În cazul m= 2, $a_2 = 2\,r$;
În cazul m=3, $a_2 = a_3 = \sqrt{3}r$, deci $a_2a_3 = 3\,r^2$;
În cazul m= 4, $a_2 = a_4 = \sqrt{2}r$, $a_3 = 2\,r$, deci $a_2a_3a_4 = 4\,r^3$;
În cazul m= 6, $a_2=a_6=r$, $a_3=a_5=\sqrt{3}r$, $a_4=2r$, deci $a_2a_3a_4a_5a_6=6\,r^5$.
Aceste rezultate corespund relaţiei (IV.34).

Un conductor multifilar (funie) are firele dispuse după mai multe cercuri. Aici apar distanţe reciproce ale unor fire, dispuse pe acelaşi cerc (relaţia IV.35), dar şi distanţe de la fire dispuse pe un cerc la un fir exterior sau interior cercului. Vom calcula distanţele medii şi în aceste cazuri particulare. Astfel, se calculează distanţa medie geometrică rezultantă r_m, folosind distanţe medii geometrice parţiale r_{m1}, r_{m2} etc. Relaţia (IV.30) se poate scrie şi astfel

$$r_m = \sqrt[m^2]{\underbrace{\rho^m\,D_{ij}^2\,D_{ik}^2\ldots}_{m^2\ \text{factori}}} = \sqrt[m^2]{\underbrace{\rho^{\alpha_1}\,D_{ij}\ldots}_{m_1\ \text{factori}}\underbrace{\rho^{\alpha_2}\,D_{ik}\ldots}_{m_2\ \text{factori}}}, \qquad \text{(IV.41)}$$

unde

$$\begin{aligned} m_1 + m_2 + \ldots &= m^2\,, \\ \alpha_1 + \alpha_2 + \ldots &= m. \end{aligned} \qquad \text{(IV.42)}$$

Punînd

$$r_{m1} = \sqrt[m_1]{\rho^{\alpha_1} D_{ij} \dots} , \qquad (IV.43)$$

$$r_{m2} = \sqrt[m_2]{\rho^{\alpha_2} D_{ik} \dots} , \text{ etc.},$$

relaţia (IV.41) devine

$$r_m = \sqrt[m^2]{r_{m_1}^{m_1} \cdot r_{m_2}^{m_2} \dots} , \qquad (IV.44)$$

adică raza medie se poate calcula, înlocuind un grup de produse de distanţe cu o distanţă medie ridicată la puterea dată de numărul distanţelor din grup.

Dacă

$$m_1 = m_2 = \dots = \frac{m^2}{n} ,$$

atunci

$$\frac{m_1}{m^2} = \frac{m_2}{m^2} = \dots = \frac{1}{n}$$

şi relaţia (IV.44) devine

$$r_m = \sqrt[n]{\underbrace{r_{m1} \cdot r_{m2} \dots}_{\text{n factori}}} , \qquad (IV.44')$$

adică raza medie la n conductoare compuse din acelaşi număr de fire se calculează formînd media geometrică a razelor medii ale acestor conductoare.

In cazul unui conductor-funie, una din distanţele medii parţiale este cea din relaţia (IV.35). Alta va fi acea care corespunde unui fir exterior sau interior cercului pe care sînt dispuse celelalte fire. Considerăm întîi cazul conductorului în afară de cerc (Fig. IV.9). Avem, din cauza simetriei

$$\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \dots = 0 , \qquad (IV.45)$$

$$\bar{z}_1^2 + \bar{z}_2^2 + \dots = 0 \text{ etc.}$$

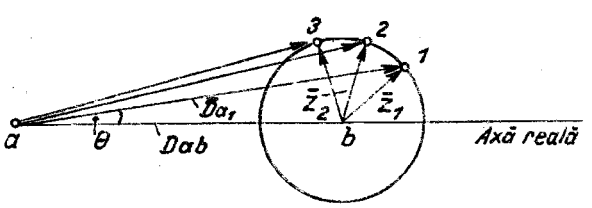


Fig. IV.9. Conductor în afară de cerc.

Din figură

$$\overline{D}_{a1} = D_{ab} + \overline{z}_1 = D_{ab}\left(1 + \frac{\overline{z}_1}{D_{ab}}\right), \qquad (IV.46)$$

$$\overline{D}_{a2} = D_{ab} + \overline{z}_2 = D_{ab}\left(1 + \frac{\overline{z}_2}{D_{ab}}\right) \text{ etc.}$$

Distanţa medie este

$$r_m = \sqrt[m]{D_{a1}D_{a2}\cdots}$$

sau

$$\ln r_m = \frac{1}{m}(\ln D_{a1} + \ln D_{a2} + \ldots) = \qquad (IV.47)$$

$$= \mathrm{Re}\left[\frac{1}{m}(\ln \overline{D}_{a1} + \ln \overline{D}_{a2} \ldots)\right],$$

căci

$$\mathrm{Re}\ \ln D_{a1} = \mathrm{Re}\ \ln (D_{a1}\, e^{j\theta}) = \mathrm{Re}\ (\ln D_{a1} + j\theta) = \ln D_{a1} \text{ etc.}$$

Inlocuind (IV.46) în (IV.47) se obţine

$$\ln r_m = \mathrm{Re}\left[\frac{1}{m}\left\{\ln D_{ab} + \ln\left(1 + \frac{\overline{z}_1}{D_{ab}}\right) + \ln D_{ab} + \ln\left(1 + \frac{\overline{z}_2}{D_{ab}}\right) + \ldots\right\}\right] \qquad (IV.48)$$

In (IV.48), rapoartele $\frac{z_1}{D_{ab}}$, $\frac{z_2}{D_{ab}}$ ... sînt subunitare. De aceea putem dezvolta logaritmii în serie

$$\ln (1 + \varepsilon) = \varepsilon - \frac{\varepsilon^2}{2} + \frac{\varepsilon^3}{3} - \ldots$$

Vor apare astfel sume de forma (IV.45) de valoare rezultantă zero. Din (IV.48) rămîne

$$\ln r_m = \ln D_{ab}$$

sau

$$r_m = D_{ab} \,. \qquad (IV.49)$$

Prin urmare, faţă de conductorul a exterior cercului, conductoarele de pe cerc pot fi considerate concentrate în centrul cercului.

In cazul unui conductor a dispus în interiorul cercului (fig. IV.1o a) apar distanţele D_{a1}, D_{a2}, D_{a3}, D_{a4}, D_{a5}. În

figura IV.1o b segmentul $\bar{a2}$ este rotit înainte, astfel încît punctul 2 a ajuns în 1, iar a în b. Prin urmare D_{a2} din figura IV.1o,a este egal cu D_{1b} din figura IV.1o,b. Avem în acest fel

$$D_{a1} = D_{1a},$$
$$D_{a2} = D_{1b},$$
$$D_{a3} = D_{1c},$$
$$D_{a4} = D_{1d},$$
$$D_{a5} = D_{1e}.$$

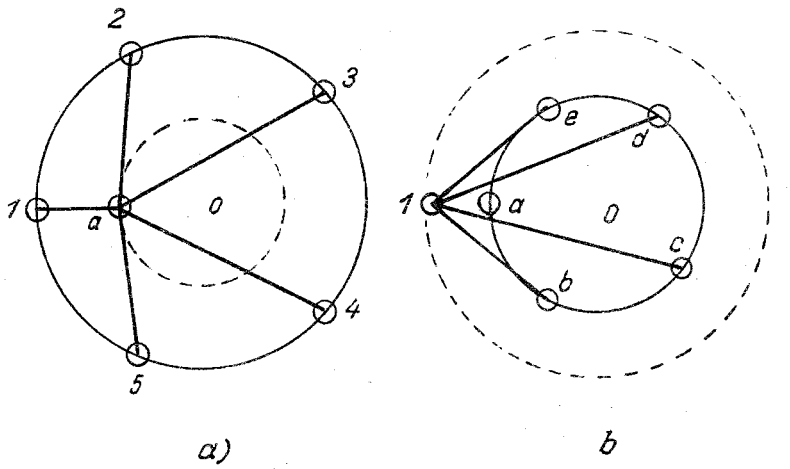


Fig. IV. 1o. Conductor în interiorul unui cerc.

Prin urmare media distanţelor va fi D_{1o}, adică raza cercului.

F u n i i.Ca exemplu vom considera calculul lui r_m pentru funii cu 7 respectiv 19 fire (fig. IV.11). In cazul funiei cu 7 fire, avem

- distanţa reciprocă medie a firelor de pe cerc (relaţia IV.34)

$$r_{m_1}^5 = 6\,(2r)^5\ ;$$

- distanţa la firul central a firelor de pe cerc (şi invers)

$$r_{m_2} = 2\,r\ ;$$

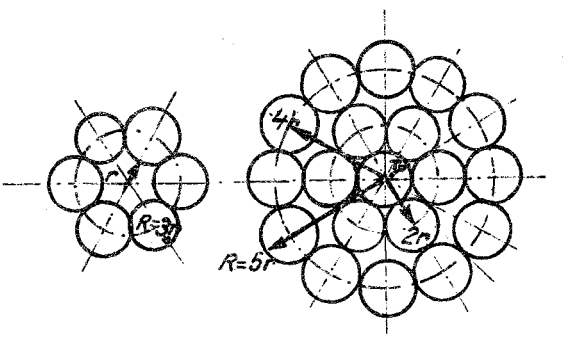


Fig.IV.11. Conductor funie.

- raza echivalentă a firelor (relaţia IV.21)

$$r_{m_3} = \rho = 0{,}7788\ r.$$

Relaţia (IV.64) ne dă deci

$$r_m = \sqrt[7^2]{r_{m_1}^{5.6} \cdot r_{m_2}^{2.6} \cdot r_{m_3}^{7}} = \sqrt[7^2]{\left[6(2r)^5\right]^6 \cdot (2\,r)^{12} \cdot \rho^7} =$$

$$= 0{,}7788^{\frac{1}{7}} \cdot 2^{\frac{6}{7}} \cdot 6^{\frac{6}{49}} \cdot r = 2{,}17\ r = \frac{2{,}17}{3}\,(3\,r) = 0{,}725\ R.$$

In cazul funiei cu 19 fire, avem:

- distanţa medie a celor 7 fire interioare, calculată mai sus

$$r_{m_1} = 2{,}17\ r$$

- distanţa medie a celor 7 fire centrale la firele de pe cercul exterior (şi invers)

$$r_{m_2} = 4\ r$$

- distanţa medie a firelor de pe cercul exterior (relaţia IV.35)

$$r_{m_3} = \sqrt[12]{12(0{,}7788\ r)\ (4r)^{11}}$$

Rezultă

$$r_m = \sqrt[19^2]{r_{m_1}^{7^2} \cdot r_{m_2}^{2.7.12} \cdot r_{m_3}^{12^2}} = r \sqrt[19^2]{2{,}17^{49} \cdot 4^{168} \cdot (12.0{,}7788)^{12} \cdot 4^{132}} =$$

$$= 3{,}785\ r = \frac{3{,}785}{5}\ (5\ r) = 0{,}757\ R.$$

Se observă că $\frac{r_m}{R}$ a crescut cu mărirea numărului de fire. Pentru un număr foarte mare de fire

$$\frac{r_m}{R} \longrightarrow \frac{\rho}{r} = 0{,}7788.$$

Prin urmare

$$r_m = (0{,}725 \ldots 0{,}7788)R.$$

În medie

$$r_m \cong 0{,}75\ R.$$

Dacă funia cu 7 fire are firul central din oţel, atunci acesta nu se consideră în calcule. Prin urmare (relaţia IV.35)

$$r_m = \sqrt[6]{6(0{,}7788r)\ (2r)^5} = \sqrt[6]{6.0{,}7788.32.r} = 2{,}31r = 0{,}77\ R.$$

In acest caz, r_m este ceva mai mare decît dacă conductorul era fără miez de fier.

Pentru raportul $\frac{r_m}{R}$ se dă mai jos următorul tabel de valori:

Număr de fire	Cu	Ol-Al
1	o,779	-
7	o,725	o,77
12	o,74o	-
19	o,757	-
28	-	o,812
3o	-	o,826

b. Inductivităţi de secvenţă. α. I n d u c t i v i t a t e a d e s e c v e n ţ ă d i r e c t ă sau de exploatare este conform relaţiei (IV.1o) egală cu cea de secvenţă inversă. Avem (vezi şi IV.32)

$$L_{1(o)} = L_{(o)} - L'_{(o)} = \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D_m}{r_m} . \qquad (IV.5o)$$

Reactanţa pe 1 km va fi

$$X_{1(o)} = 1\,ooo\,\omega L_{1(o)} = 1\,ooo.314. \frac{4\pi .1o^{-7}}{2\pi}.2,3 \log \frac{D_m}{r_m} =$$

$$= o,1445 \log \frac{D_m}{r_m} .\left[\Omega /km\right]. \qquad (IV.51)$$

Fie de exemplu o linie cu conductoare cu R = 1 cm, formînd fascicule cu 3 conductoare la distanţe egale de 5o cm, distanţa între fazele vecine, dispuse în plan, fiind de 1o m. Se cere $X_{1(o)}$. Raza medie a conductorului este $\cong$ o,75 R=o,75cm. Raza medie a fasciculului este

$$r_m = \sqrt[3]{o,75.5o.5o} = 12,3 \text{ cm},$$

iar distanţa medie între faze

$$D_m = \sqrt[3]{1o.1o.2o} = 12,6 \text{ m}.$$

Aşadar

$$X_{1(o)} = o,1445 \log \frac{126o}{12,3} = o,1445.2,o1 = o,29\,\Omega /km.$$

La linii aeriene, cu conductoare nefasciculare, reactanţa este în medie de o,4 Ω/km.

β. I n d u c t i v i t a t e a d e s e c v e n ţ ă o m o p o l a r ă. Conform relaţiei (IV.11),(IV.28) şi (IV.31) inductivitatea de secvenţă omopolară este cu $R_\infty \to R$

$$L_{o(o)}=L_{(o)}+2L'_{(o)}=\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{r_m}+2\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{D_m}=3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{\sqrt[3]{r_m D_m^2}}, \qquad (IV.52)$$

iar reactanţa

$$X_{o(o)} = 3.o,1445 \log \frac{R}{\sqrt[3]{r_m D_m^2}}.\left[\Omega/km\right] \qquad (IV.53)$$

Cu datele din exemplul precedent şi R = 1 km

$$\log \frac{R}{\sqrt[3]{r_m D_m^2}} = \log \frac{1\ 000}{\sqrt[3]{o,123.12,6^2}} = \log \frac{1000}{2,69} = 2,57.$$

Comparînd această valoare a logaritmului cu acea de la $X_{1(o)}$, se constată că

$$X_{o(o)} = (3 \ldots 4)\, X_{1(o)} . \qquad (IV.54)$$

Relaţia (IV.52) ne arată că circuitul de secvenţă omopolară este format dintr-un conductor de dus care are raza medie $\sqrt[3]{r_m D_m^2}$, adică este format din cele trei faze, iar conductorul de întoarcere este pămîntul. Factorul 3 apare datorită faptului că această buclă este parcursă în fiecare fază de curentul omopolar I_o, deci curentul buclei este $3I_o$. Fluxul este deci produs de $3I_o$, însă $L_{o(o)} = \frac{\psi}{I_o} = 3\,(\frac{\psi}{3I_o}) = 3$ ori inductivitatea buclei $= 3 \cdot \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{R}{r_{m\ buclă}}$.

Curentul $3I_o$, care se întoarce prin sol, se va repartiza într-o secţiune cu atît mai mică, cu cît frecvenţa este mai ridicată şi rezistivitatea solului mai mică. Aceasta se explică prin aceea că liniile de întoarcere formează cu conductoarele de fază bucle, avînd reactanţă cu atît mai mare cu cît ele sînt mai îndepărtate şi cu cît frecvenţa este mai mare. Prin urmare, mărirea frecvenţei concentrează curentul de întoarcere sub conductoarele de fază. Rezistenţa mare a solului

împiedică concentrarea curentului sub linie, provocînd repartizarea lui într-o secţiune mare în sol. Distanţa R este deci funcţie de f şi ρ

$$R \cong 660\sqrt{\frac{\rho}{f}} \ .$$

La $\rho = 100\Omega m$ şi f = 50 Hz se obţine R ≅ 1 000 m.

În acelaşi timp şi rezistenţa căii de întoarcere a curentului $3I_0$ este funcţie de adîncimea de pătrundere a curentului în sol. La f = 50 Hz valoarea acestei rezistenţe este de aproximativ $0{,}05\Omega/km$.

γ. L a l i n i i d u b l e, transpuse, circuitele vecine au influenţă neglijabilă una asupra celeilalte la secvenţa directă sau inversă. La secvenţă omopolară însă dacă I_0 este acelaşi la cele două circuite, ambele apar ca o singură buclă, formată din cele 3 perechi de faze şi întoarcerea curentului prin pămînt. Prin urmare, în acest caz

$$X_{0(0)} = 6.0{,}1445 \log \frac{R}{\sqrt[6]{r_m D_m^5}} . \qquad (IV.55)$$

Faţă de circuitul simplu, $X_{0(0)}$ s-a dublat aproape.

Dacă linia dublă este parcursă de curenţi omopolari $\bar{I}_{0I} \neq \bar{I}_{0II}$, atunci cele două bucle de întoarcere prin pămînt trebuie considerate separat. Fluxurile totale vor fi

$$\bar{\Psi}_I = \bar{I}_{0I} L_{(0)I} + \bar{I}_{0II} L'_{(0)I-II} = \bar{I}_{0I}(L_{(0)I} - L'_{(0)I-II}) + (\bar{I}_{0I} + \bar{I}_{0II}) L'_{(0)I-II}$$

$$\bar{\Psi}_{II} = \bar{I}_{0II} L_{(0)II} + \bar{I}_{0I} L'_{(0)I-II} = \bar{I}_{0II}(L_{(0)II} - L'_{(0)I-II}) +$$

$$+ (\bar{I}_{0I} + \bar{I}_{0II}) L'_{(0)I-II} \ . \qquad (IV.56)$$

În aceste expresii, $L_{(0)I}$ şi $L_{(0)II}$ reprezintă inductivităţile proprii ale buclelor, iar $L'_{(0)I-II}$ inductivitatea reciprocă sau mutuală, a celor două bucle (pe unitate de lungime). Avem

$$L_{(0)I} = 3\frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{R}{\sqrt[3]{r_{mI} D_{mI}^2}} ,$$

$$L_{(o)II} = 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{\sqrt[3]{r_{mII}D_{mII}^2}}, \qquad (IV.57)$$

$$L'_{(o)I-II} = 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{D_{mI-II}}.$$

Pentru generalitate s-a considerat $L_{(o)I} \neq L_{(o)II}$. D_{mI-II} reprezintă distanţa medie geometrică între conductoarele unui circuit faţă de conductoarele celuilalt circuit. D_{mI} şi D_{mII} sînt distanţe medii geometrice în cadrul unui singur circuit.

Dacă $\bar{I}_{oI} = \bar{I}_{oII}$, iar circuitele sînt identice, din (IV.56) şi (IV.57) se obţine

$$\bar{\Psi}_I = \bar{I}_{oI}(L_{(o)I}+L'_{(o)I-II}) = \bar{I}_{oI}\cdot 6\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{\sqrt[6]{r_m D_{mI}^2 D_{mI-II}^3}} = \bar{\Psi}_{II},$$

de unde

$$L_{o(o)} = \frac{\bar{\Psi}}{\bar{I}_o} = 6\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{\sqrt[6]{r_m D_m^5}}. \qquad (IV.58)$$

In această relaţie, D_m reprezintă distanţa medie între fazele unui sistem faţă de fazele sistemului vecin. Din (IV.58) se obţine nemijlocit expresia (IV.55) a reactanţei.

Dacă $\bar{I}_{oI} \neq \bar{I}_{oII}$, relaţia (IV.56) ne dă schema echivalentă din figura IV.12. In această schemă intervin expresiile

$$L_{(o)I}-L'_{(o)I-II} = 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{\sqrt[3]{r_{mI}D_{mI}^2}} - 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{R}{D_{mI-II}} =$$

$$= 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_{mI-II}}{\sqrt[3]{r_{mI}D_{mI}^2}} \qquad (IV.59)$$

$$L_{(o)II}-L'_{(o)I-II} = 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_{mI-II}}{\sqrt[3]{r_{mII}D_{mII}^2}}.$$

Dacă cele două circuite au aceeaşi construcţie, aceste două expresii devin identice. Se remarcă faptul că ele exprimă inductivitatea mică a buclei formate din fazele unui circuit drept conductor de dus şi fazele celuilalt circuit, drept conductor de întoarcere. Din fluxul produs de curentul omopolar, fluxul care trece prin această buclă îngustă nu înlănţuie şi circuitul vecin, deci reprezintă un flux de dispersie. Schema din figura IV.12, precum şi modul cum s-a ajuns la ea prezintă asemănări cu problema schemei în T a transformatorului, care de asemenea prezintă ramuri parcurse numai de curenţii $\bar{I}_I$ şi $\bar{I}_{II}$, respectiv o ramură parcursă de curentul total (de magnetizare) $\bar{I}_I + \bar{I}_{II}$.

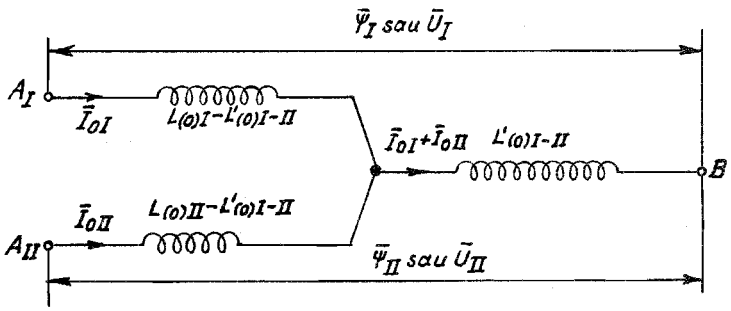


Fig. IV.12. Schema echivalentă a unei linii duble între A şi B, la curenţi omopolari.

f. Influenţa firelor de protecţie. Firul sau firele de protecţie nu au influenţă asupra inductivităţii de secvenţă directă, dar micşorează inductivitatea de secvenţă omopolară (relaţia (IV.52) sau (IV.58)), deoarece firul este pus la pământ şi prin urmare I_o se întoarce prin două ramuri paralele: pământul şi firul sau firele de protecţie. Acestea din urmă pot fi din oţel sau din Cu, Al sau Ol-Al. În primul caz, avînd rezistenţă relativ mare, prezenţa firelor de pământ se face puţin simţită. La fire de mare conductibilitate însă întoarcerea curentului se face mai mult prin acestea, deoarece ele sînt mult mai apropiate de conductoarele liniei decît conductorul fictiv de întoarcere prin pământ şi prin urmare bucla formată are inductivitate mai mică.

Pentru a obţine expresia inductivităţii în cazul cînd există fire de protecţie, asimilăm conductoarele active (un sistem sau două sisteme, deci 3 sau 6 conductoare) cu sistemul

I (fig. IV.12 sau relaţiile IV.56),iar firele de protecţie cu sistemul II. Dacă se neglijează rezistenţa şi inductivitatea căii de întoarcere a curentului prin pământ, raza conductorului fictiv pe care-l formează pământul fiind mare, atunci în figura IV.12 $U_{II} = o$, deci A_{II} are potenţialul lui B, de unde rezultă schema din figura IV.13, în care pentru linie s-a

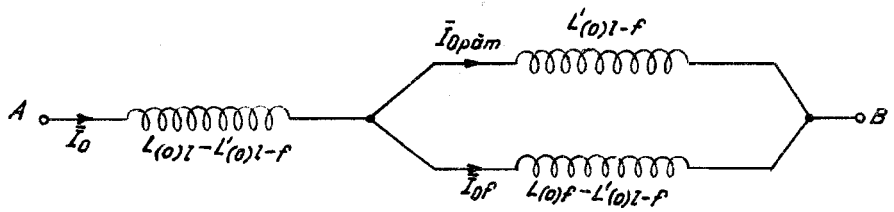


Fig. IV.13. Schema echivalentă omopolară a liniei cu fire de protecţie.

folosit indicele l, iar pentru firele de protecţie f. Dacă neglijăm pe $I_{opăm}$ faţă de I_{of}, deci ramura superioară a celor două inductivităţi în paralel, inductivitatea rezultantă între A şi B va fi

$$L_{o(o)}=(L_{(o)l}-L'_{(o)l-f})+(L_{(o)f}-L'_{(o)l-f}) = 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_{ml-f}}{r_{ml}} +$$

$$+ 3\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_{ml-f}}{r_{mf}} = 6\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_{ml-f}}{\sqrt{r_{ml}\,r_{mf}}}\,. \qquad (IV.60)$$

Expresia este valabilă pentru o linie simplă. In cazul unei linii duble, inductivitatea se dublează, dacă sub I_o se înţelege curentul dintr-un singur circuit. Relaţia (IV.60), comparată cu (IV.52) ne arată, că în cazul întoarcerii curentului prin firele de protecţie, $L_{o(o)}$ este inductivitatea (pe 1 km de linie) a buclei formate din conductoarele active şi firele de protecţie; ambele ramuri ale buclei contribuie la formarea lui $L_{o(o)}$, de aceea în (IV.60) apare coeficientul 6 în loc de 3, ca în (IV.52).

4. <u>Capacitatea liniei</u>. Problema capacităţii liniilor aeriene se studiază considerînd imaginea electrică a conductoarelor.

Suprafaţa pămîntului (sau suprafaţa pînzei apei subterane, dacă pămîntul este uscat) se consideră plană şi perfect conductoare. De aceea (fig. IV.14) liniile forţă ale cîmpului electric care se formează între sarcina q de pe conductor (pe unitatea de lungime) şi -q de pe suprafaţa pămîntului sînt perpendiculare pe suprafaţa pămîntului. În pămînt nu există cîmp electric. Configuraţia cîmpului nu se modifică deasupra pămîntului, dacă în loc de pămîntul conductor se consideră un conductor fictiv, imaginea conductorului real în raport cu planul conductor îndepărtat, purtînd sarcina -q. Liniile de forţă devin atunci de două ori mai lungi şi deci şi tensiunea corespunzătoare este dublă: 2 u în loc de u.

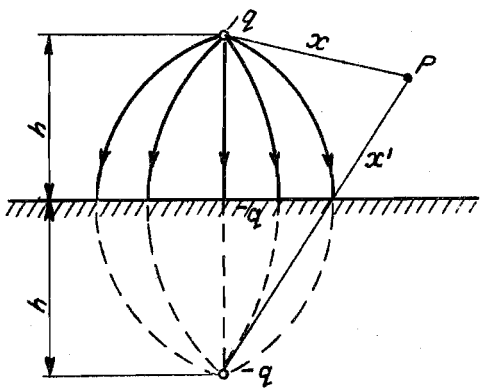


Fig.IV.14. Imaginea electrică.

Prin înlocuirea pămîntului cu imaginea electrică a conductorului, calculele se pot efectua în mod simplu.

Densitatea de sarcină pe suprafaţa conductorului cu sarcina q este

$$\sigma = \frac{q}{2\pi r} .$$

Avem deci, la suprafaţa conductorului

$$E_r = \frac{D_r}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\varepsilon_0} = \frac{q}{\varepsilon_0 2\pi r} ,$$

iar la distanţa x

$$E_x = E_r \frac{r}{x} = \frac{q}{\varepsilon_0 2\pi x} . \qquad (IV.61)$$

Potenţialul în punctul P datorită sarcinilor q şi -q este

$$u_p = \int_x^{\infty} E_x dx + \int_{x'}^{\infty} E_{x'} \cdot dx' = \int_x^{\infty} \frac{q}{\varepsilon_0 2\pi x} dx + \int_{x'}^{\infty} \frac{-q}{\varepsilon_0 2\pi x'} dx' =$$

$$= \frac{q}{\varepsilon_0 2\pi} \int_x^{x'} \frac{dx}{x} = \frac{q}{\varepsilon_0 2\pi} \ln \frac{x'}{x} . \qquad (IV.62)$$

La suprafaţa pământului $x' = x$, deci $u_p = 0$. Prin urmare u_p reprezintă tensiunea faţă de pământ. Dacă P este pe suprafaţa conductorului, $x = r$ şi $x' = 2h$, deci

$$u_r = \frac{q}{\varepsilon_o 2\pi} \ln \frac{2h}{r} , \qquad (IV.63)$$

iar dacă P este la suprafaţa conductorului vecin, $x = D_m$ (valoare medie, din cauza transpunerii) şi $x' \cong 2h$ (h fiind înălţimea medie deasupra solului, iar $D_{med} \ll 2h$), deci

$$u_D = \frac{q}{\varepsilon_o 2\pi} \ln \frac{2h}{D_m} . \qquad (IV.64)$$

Relaţiile (IV.63) şi (IV.64) se pot scrie

$$\begin{aligned} u_r &= a\, q, \\ u_D &= a'\, q, \end{aligned} \qquad (IV.65)$$

unde

$$\begin{aligned} a &= \frac{\ln \frac{2h}{r}}{\varepsilon_o 2\pi} , \\ a' &= \frac{\ln \frac{2h}{D_m}}{\varepsilon_o 2\pi} . \end{aligned} \qquad (IV.66)$$

Capacitatea pe unitatea de lungime a unui conductor faţă de pământ se obţine din (IV.63)

$$C_{(o)} = \frac{q}{u_r} = \frac{\varepsilon_o 2\pi}{\ln \frac{2h}{r}} . \qquad (IV.67)$$

a. <u>Capacităţi de secvenţă</u>. Considerăm o linie trifazată, cu sarcinile momentane q_a, q_b, q_c pe unitatea de lungime a celor trei conductoare de fază. Tensiunea fiecărui conductor rezultă prin suprapunerea tensiunilor datorite sarcinilor q_a, q_b, q_c în parte. Relaţiile (IV.65) ne dau

$$u_a = aq_a + a'q_b + a'q_c , \qquad (IV.68)$$
$$u_b = a'q_a + aq_b + a'q_c , \qquad (IV.69)$$
$$u_c = a'q_a + a'q_b + aq_c . \qquad (IV.70)$$

Relaţia (IV.68) se mai poate scrie

$$u_a = (a-a')q_a + a'(q_a + q_b + q_c).$$

Dacă curenţii şi deci şi sarcinile sînt numai de succesiune directă (sau inversă), al doilea termen din membrul drept este zero, şi deci (ţinînd seama de IV.66) capacitatea de secvenţă directă (sau inversă), numită şi capacitate de exploatare, este

$$C_{1(o)} = \frac{q_a}{u_a} = \frac{1}{a-a'} = \frac{\varepsilon_o\, 2\pi}{\ln \frac{D_m}{r}} . \qquad (IV.71)$$

Adunînd relaţiile (IV.68), (IV.69) şi (IV.7o) se obţine

$$\frac{u_a + u_b + u_c}{3} = (a + 2a') \frac{q_a + q_b + q_c}{3}$$

sau

$$u_o = (a + 2a')\, q_o ,$$

de unde capacitatea de secvenţă omopolară, pe unitatea de lungime de linie este

$$C_{o(o)} = \frac{q_o}{u_o} = \frac{1}{a+2a'} = \frac{\varepsilon_o\, 2\pi}{3 \ln \frac{2h}{\sqrt[3]{rD_m^2}}} . \qquad (IV.72)$$

Se constată că, după cum era de aşteptat, capacitatea de secvenţă omopolară (a unei faze) este de 3 ori mai mică decît capacitatea, calculată cu relaţia (IV.67) a ansamblului celor 3 conductoare cu raza medie $\sqrt[3]{r\, D_m^2}$.

b. Capacităţi parţiale. Din (IV.68), (IV.69) şi (IV.7o) rezultă:

$$q_a = \frac{1}{a + 2a'}\, u_a + \frac{1}{a + 2a'} \cdot \frac{a'}{a - a'} (u_a - u_b) +$$

$$+ \frac{1}{a + 2a'} \cdot \frac{a'}{a - a'} (u_a - u_c)$$

sau

$$q_a = C_{o(o)}\, u_a + c_{(o)}(u_a - u_b) + c_{(o)}(u_a - u_c), \quad (IV.73)$$

unde $C_{o(o)}$ este dat de (IV.72), iar

$$c_{(o)} = \frac{1}{a + 2a'} \cdot \frac{a'}{a - a'} \cdot \quad (IV.74)$$

Relaţia (IV.73) ne arată că sarcina q_a se compune din trei sarcini parţiale: $C_{o(o)}\, u_a$, $c_{(o)}(u_a - u_b)$ şi $c_{(o)}(u_a - u_b)$, de pe capacităţile $C_{o(o)}$, $c_{(o)}$, $c_{(o)}$ între faza a şi pământ ($C_{o(o)}$), respectiv faza a şi celelalte două faze ($c_{(o)}$). Acestei situaţii îi corespunde schema din figura IV.15. $C_{o(o)}$ este capacitatea parţială faţă de pământ, iar $c_{(o)}$ capacitatea parţială între conductoare.

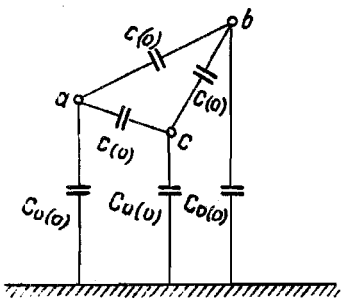


Fig. IV.15. Capacităţi parţiale.

Capacitatea de exploatare, care este raportul între q_a şi u_a în regim trifazat simetric nu apare prin simpla însumare a celor trei capacităţi parţiale care pornesc de la faza a. Intr-adevăr relaţia (IV.73) se poate scrie

$$q_a = (C_{o(o)} + 3\, c_{(o)})\, u_a - c_{(o)}(u_a + u_b + u_c).$$

In regim simetric trifazat, al doilea termen din membrul drept este nul, deci

$$C_{1(o)} = \frac{q_a}{u_a} = C_{o(o)} + 3\, c_{(o)} \cdot \quad (IV.75)$$

Prin urmare cele trei capacităţi parţiale între faze $c_{(o)}$ legate în triunghi se înlocuiesc cu trei capacităţi, $3\, c_{(o)}$ fiecare, legate în stea. Curentul capacitiv pe faza a rămîne neschimbat. Intr-adevăr, într-un caz avem

$$I = \sqrt{3}\, I_{ab} = \sqrt{3}\omega c_{(o)}\, U,$$

iar în cazul celălalt

$$I = \omega(3\, c_{(o)})\, U_f \cdot$$

Aceşti doi curenţi sînt egali, deoarece $U = \sqrt{3}\, U_f$.

Inlocuind (IV.71), (IV.72) şi (IV.74) în (IV.75), egalitatea se verifică.

Din (IV.75) se calculează capacitatea parţială

$$c_{(o)} = \frac{C_{1(o)} - C_{o(o)}}{3} . \qquad (IV.76)$$

Aici $C_{1(o)}$ este cunoscut din (IV.71), iar $C_{o(o)}$ din (IV.72). In medie $C_{1(o)} \cong 9.1o^{-9}$ F/km, $C_{o(o)} \cong 5.1o^{-9}$ F/km, deci $c_{(o)} \cong$ $\cong 1,3.1o^{-9}$ F/km.

In formule pentru h se va introduce nu înălţimea punctelor de suspensie (h'), ci înălţimea medie a conductorului deasupra pămîntului (sau a pînzei de apă). Avem

$$h = h' - \frac{2}{3} f, \qquad (IV.77)$$

f fiind săgeata.

Prezenţa unui al doilea circuit (fig. IV.16) limitează liniile de forţă spre pămînt într-o singură parte a planului de simetrie P. De aceea capacitatea faţă de pămînt se micşorează cu 1 ... 3%.

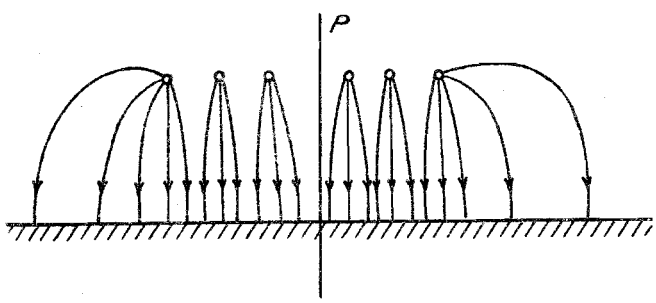


Fig. IV.16. Linie dublă.

Firele de protecţie, fiind legate la pămînt, măresc capacitatea faţă de pămînt. Influenţa lor se poate determina prin calcul. Intr-o măsură mai mică şi stîlpii metalici măresc capacitatea liniei faţă de pămînt.

Susceptanţele liniei (pe 1 km) se calculează din (IV.71) şi (IV.72)

$$B_{1(o)} = 1\,000\omega C_{1(o)} = \frac{1\,000\omega . \varepsilon_o 2\pi}{\ln \frac{D_m}{r}} =$$

$$= \frac{1\,000.314.\frac{1}{4\pi.9.1o^9} 2\pi}{2,3 \log \frac{D_m}{r}} = \frac{7,58}{\log \frac{D_m}{r}} . 1o^{-6} \left[S/km \right], \qquad (IV.78)$$

$$B_{o(o)}=1\ ooo\omega C_{o(o)}=\frac{7,58}{3\log\frac{2h}{\sqrt[3]{r\,D_m^2}}}.10^{-6}\ \left[\ S/km\ \right].\qquad (IV.79)$$

La conductoare fasciculare capacităţile şi susceptanţele sînt mai mari, deoarece acestea au o rază echivalentă mai mare.

C. PARAMETRII TRANSFORMATOARELOR

Transformatorul apare în schema electrică a unei reţele sub forma unei scheme echivalente în T. Ramura orizontală este elementul longitudinal: o impedanţă parcursă de curentul reţelei, iar ramura verticală elementul transversal: o admitanţă parcursă de un curent proporţional cu tensiunea reţelei. Adesea elementul transversal se mută la dreapta sau la stînga, simplificînd astfel schema în ⊓ sau în Γ . Neprecizia care rezultă este mică şi fără importanţă, ţinînd seama că datele principale ale transformatorului sînt date cu toleranţe adesea de ± 10%.

1. <u>Parametrii de secvenţă directă</u>. În afară de puterea şi tensiunile nominale (care determină şi curenţii nominali ai celor două înfăşurări), transformatorul este caracterizat prin următoarele 4 mărimi:

- pierderi nominale în scurtcircuit (în cupru): P_{cu_n}
- tensiunea de scurtcircuit nominală U_{sc_n}
- pierderi în gol (în fier, la tensiune nominală): P_{fe}
- curentul în gol (la tensiunea nominală) : I_g.

Aceste nărimi se exprimă adesea în unităţi relative, adică raportate la puterea nominală S_n, tensiunea nominală U_n , respectiv la curentul nominal I_n al transformatorului

$$P^*_{cu_n}=\frac{P_{cu_n}}{S_n}\ ,\qquad (IV.80)$$

$$U^*_{sc_n}=\frac{U_{sc_n}}{U_n}\ ,$$

$$P_{fe}^{*} = \frac{P_{fe}}{S_n},$$

$$I_g^{*} = \frac{I_g}{I_n}.$$

In schema echivalentă, în T, ⊓ sau Γ (fig.IV.17) intervin următoarele 4 mărimi:

- rezistenţa longitudinală R, în care se produc pierderile în cupru,
- reactanţa longitudinală X,
- conductanţa transversală G, sediul pierderilor în fier,
- susceptanţa transversală B, prin care trece curentul de magnetizare, cea mai mare parte a curentului în gol.

Aceste mărimi se exprimă adesea în unităţi relative, fiind raportate la o impedanţă de calcul Z_n, respectiv o admitanţă de calcul $Y_n = \frac{1}{Z_n}$ ce se determină din datele nominale de bază ale transformatorului

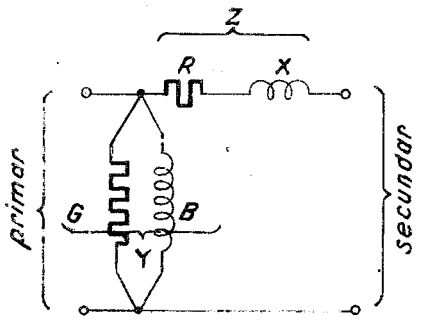


Fig. IV.17. Schema echivalentă a transformatorului.

$$Z_n = \frac{U_{nf}}{I_n} = \frac{U_{nf}}{I_n} \cdot \frac{\sqrt{3}\,U_{nf}}{\sqrt{3}\,U_{nf}} = \frac{U_n^2}{S_n} \qquad (IV.81)$$

$$Y_n = \frac{1}{Z_n} = \frac{S_n}{U_n^2}. \qquad (IV.82)$$

Trebuie remarcat, că aceste mărimi de bază diferă după cum s-a luat în considerare tensiunea primară sau secundară a transformatorului. Dar şi mărimile R, X, G, B au de fapt o valoare sau alta, după cum ele apar reduse la primar sau la secundar. De aceea, la mărimile relative

$$R^{*} = \frac{R}{Z_n},$$

$$X^{*} = \frac{X}{Z_n},$$

$$G^{*} = \frac{G}{Y_n}, \qquad (IV.83)$$

$$B^{*} = \frac{B}{Y_n},$$

nu mai apare o asemenea deosebire, de la primar la secundar.

Parametrii R, X, G şi B se calculează din (IV.83) dacă se cunoasc R^*, X^*, G^* şi B^*. Vom arăta că aceştia din urmă sînt numeric egali cu caracteristicile de bază ale transformatorului, date în unităţi relative (relaţiile IV.8o)

$$R^* = \frac{R}{Z_n} = \frac{R}{Z_n}\cdot\frac{3 I_n^2}{3 I_n^2} = \frac{P_{cu\ n}}{3 I_n U_{nf}} = \frac{P_{cu\ n}}{S_n} = P^*_{cu\ n}, \qquad (IV.84)$$

$$X^* = \frac{X}{Z_n} \cong \frac{Z}{Z_n} = \frac{Z}{Z_n}\cdot\frac{I_n}{I_n} = \frac{U_{scnf}}{U_{nf}} = \frac{U_{sc\ n}}{U_n} = U^*_{sc\ n}, \qquad (IV.85)$$

$$G^* = \frac{G}{Y_n} = \frac{G}{Y_n}\cdot\frac{3 U_{nf}^2}{3 U_{nf}^2} = \frac{P_{fe}}{3 I_n U_{nf}} = \frac{P_{fe}}{S_n} = P^*_{fe}, \qquad (IV.86)$$

$$B^* = \frac{B}{Y_n} \cong \frac{Y}{Y_n} = \frac{Y}{Y_n}\cdot\frac{U_{nf}}{U_{nf}} = \frac{I_g}{I_n} = I^*_g. \qquad (IV.87)$$

Prin urmare, ţinînd seama şi de (IV.81) şi (IV.82), se obţine

$$R = R^* Z_n = P^*_{cu_n}\frac{U_n^2}{S_n}, \qquad (IV.88)$$

$$X = X^* Z_n \cong U^*_{sc_n}\frac{U_n^2}{S_n}, \qquad (IV.89)$$

$$G = G^* Y_n = P^*_{fe}\frac{S_n}{U_n^2}, \qquad (IV.9o)$$

$$B = B^* Y_n \cong I^*_g\frac{S_n}{U_n^2}. \qquad (IV.91)$$

In membrul drept al acestor relaţii figurează cele 6 mărimi de bază, cunoscute la orice transformator

$$S_n,\ U_n,\ P^*_{cu_n},\ U^*_{sc_n},\ P^*_{fe},\ I^*_g.$$

Parametrii R, X, G şi B pot lua două valori diferite, în raportul pătratului tensiunilor nominale, primare respectiv secundare.

Parametrii de secvenţă inversă sînt, după cum s-a arătat, identici cu parametrii de secvenţă directă, calculaţi mai sus.

2. Parametrii de secvenţă omopolară. Dacă celor trei înfăşurări de fază ale transformatorului li se aplică tensiuni omopolare, ceea ce se poate realiza (fig. IV.18), legînd cele trei borne între ele şi aplicînd astfel aceeaşi tensiune între borna de intrare şi punctul de stea, presupunînd că transformatorul are o construcţie simetrică prin înfăşurări vor trece curenţi omopolari. Curenţii omopolari dinspre reţea pot

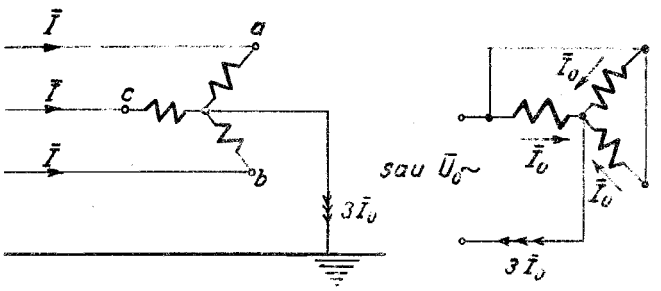


Fig.IV.18. Infăşurare trifazată în $Y_{\pm}$ în regim omopolar.

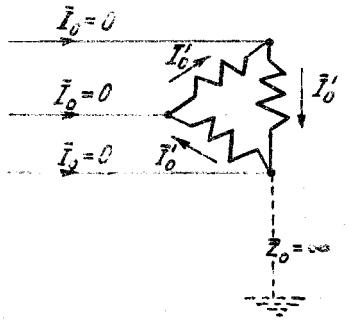


Fig.IV.19.Infăşurare în Δ.

trece deci numai printr-o înfăşurare în stea cu nulul pus la pămînt. Cei trei curenţi omopolari, ieşind din punctul de stea se întorc prin pămînt. Orice impedanţă după punctul de stea este parcursă de curentul $3\bar{I}_0$, deci căderea de tensiune pe ea este

$$(3\bar{I}_0)\bar{Z} = \bar{I}_0(3\bar{Z}) ,$$

adică impedanţa pe calea de întoarcerea este echivalentă cu o impedanţă $3\bar{Z}$ introdusă în circuitul unei faze. În scheme de secvenţă omopolară, unde se reprezintă o singură fază, impedanţele de la punctul de stea apar deci cu valoarea triplată. Dacă nulul nu este legat la pămînt, $\bar{Z}_0 = \infty$. O înfăşurare în triunghi prezintă de asemenea în raport cu circuitul exterior o impedanţă infinită. În ramurile triunghiului pot însă circula curenţi omopolari, fără ca aceştia să iasă din transformator. De fapt, înfăşurarea în triunghi reprezintă un singur circuit închis (în scurtcircuit), iar curenţii omopolari un singur curent prin acest circuit (fig. IV.19).

Vom considera deci numai cazul transformatoarelor conectate în stea cu nulul pus la pămînt în partea de unde vin curenţii omopolari (primar). Cu privire la comportarea unei înfăşurări primare în zigzag, vezi cap. VI, punctul C.1. În secundar conexiunea poate fi în

- stea cu nulul pus la pămînt, $Y_{\underline{\underline{1}}}$,
- stea cu nulul izolat, Y,
- triunghi, Δ.

Să admitem că tensiunea primară $\bar{U}_0$ este dată. Ea este practic proporţională, cu fluxul rezultant care înlănţuie înfăşurarea primară ($=\frac{\omega \Phi N_1}{\sqrt{2}}$). Acest flux se datoreşte atît amperspirelor primare cît şi celor secundare (numai fluxul de dispersie primar nu depinde decît de curentul primar). De aceea, curentul din secundar, care depinde de conexiunea secundarului, influenţează valoarea curentului $\bar{I}_0$ absorbit în primar. Raportul $X_0 = \frac{U_0}{I_0}$ va fi deci funcţie de conexiunea înfăşurării secundare.

Dacă secundarul este în $Y_{\underline{\underline{1}}}$, atunci în înfăşurarea secundară poate circula un curent omopolar, în măsura în care circuitul conectat la secundar permite acest lucru.

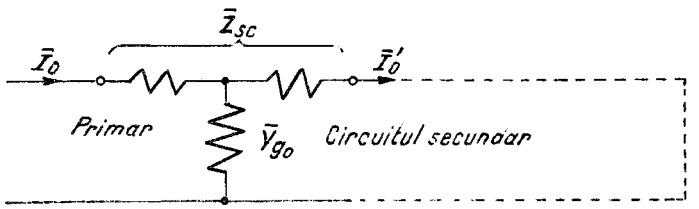


Fig. IV. 2o. Schema de secvenţă omopolară a transformatorului conectat în $Y_{\underline{\underline{1}}}/Y_{\underline{\underline{1}}}$

Amperspirele secundare ţin echilibru celor primare de-a lungul circuitului magnetic în fier. De aceea singurul flux care se poate dezvolta în transformator este cel de dispersie, primar şi secundar. Reactanţa corespunzătoare va fi cea de dispersie, iar schema echivalentă (pentru o fază) cea din figura IV.2o. Prin urmare, schema echivalentă în acest caz seamănă cu cea de secvenţă directă sau inversă.

Dacă secundarul este în Y cu nulul nelegat la pămînt, atunci curenţii omopolari nu pot circula în secundar. Aceasta apare ca fiind în gol, iar transformatorul se reduce la o bobină trifazată în $Y_{\underline{\underline{1}}}$ (primarul), sau mai exact, trei bobine (înfăşurările primare) conectate în paralel. Impedanţa secundară fiind infinită, partea punctată din figura IV.2o nu mai

apare. Curenţii $\bar{I}_0$ din cele trei faze produc fluxuri omopolare mari, deoarece lipsesc amperspirele de demagnetizare secundare. Aceste fluxuri se pot dezvolta şi în miezul de fier. Ele nu au însă suma egală cu zero, fiind omopolare şi de aceea trebuie să se închidă prin aer (aer + capac + cuvă) sau prin coloane suplimentare. La miezuri cu numai trei coloane, reluctanţa porţiunii în aer fiind mare, reactanţa care rezultă va fi relativ mică, astfel încît la $U_0 = U_{nf}$, $I_0 = (1...3)\ I_n$, deci $Y_{go} = (1...3)Yn$. La trei unităţi monofazate sau miez cu coloană de întoarcere, reactanţa creşte foarte mult, I_0 ajungînd de ordinul curentului în gol la regim trifazat. $\bar{Z}_0$ este deci foarte mare în acest caz. Nulul pus la pămînt dinspre primar nu înseamnă deci nicidecum o legare rigidă, eficace, la pămînt, deoarece aceasta cere o impedanţă mică faţă de curenţii omopolari. Remarcăm că nici în cazul unei conexiuni secundare în zigzag, reactanţa omopolară dinspre primar nu este influenţată, deoarece amperspirele rezultante produse de un curent omopolar secundar sînt egale cu zero.

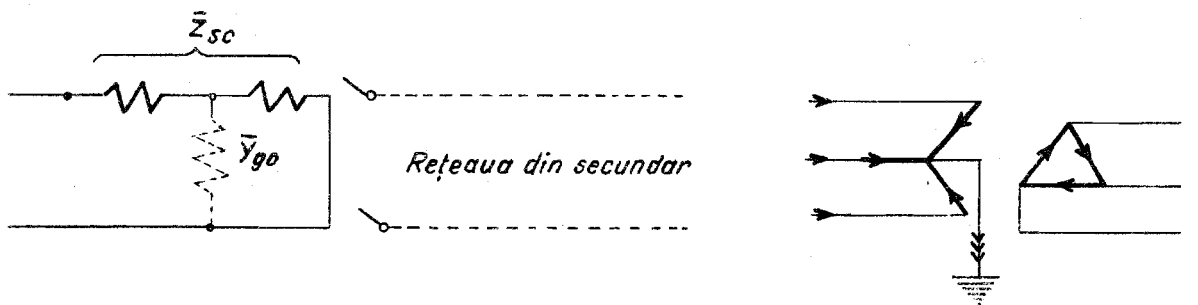


Fig. IV.21. Schema de secvenţă omopolară a transformatorului conectat în $Y_{\overline{+}}/\Delta$

Dacă secundarul este în Δ, atunci în înfăşurările sale pot circula liber curenţi omopolari, însă aceştia nu pot circula în reţeaua exterioară din secundar. Rezultă schema din figura IV.21 în care bornele secundare apar scurtcircuitate, iar reţeaua din secundar neconectată. De aceea transformatorul $Y_{\overline{+}}/\Delta$ reprezintă un element terminal în schema de secvenţă omopolară a reţelei şi asigură o punere eficace la pămînt. Faţă de ramura scurtcircuitată, ramura transversală (Y_{go}) este de impedanţă mare, care în general poate să nu mai fie reprezentată în schemă.

3. Transformatoare cu trei înfăşurări. Din cauza înfăşurării terţiare, schema în T a transformatorului cu două înfăşurări se completează cu încă un element longitudinal (Fig. IV. 22). Elementul transversal $\bar{Y}_g$ adesea nu se reprezintă fiind de impedanţă mare sau se mută la una din borne.

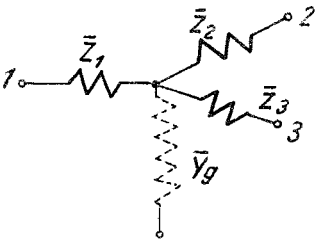


Fig.IV.22.Schema echivalentă a trabsformatorului cu trei înfăşurări.

Impedanţele $\bar{Z}_1$, $\bar{Z}_2$ şi $\bar{Z}_3$ cuprind rezistenţele celor trei înfăşurări şi reactanţele lor de dispersie. Acestea din urmă se calculează din tensiunile de scurtcircuit determinate cu două înfăşurări, lăsînd a treia în gol. Astfel se cunosc

$$\begin{aligned} U^*_{sc_{1-2}} &= U^*_{sc_1} + U^*_{sc_2}\,, \\ U^*_{sc_{1-3}} &= U^*_{sc_1} + U^*_{sc_3}\,, \\ U^*_{sc_{2-3}} &= U^*_{sc_2} + U^*_{sc_3}\,. \end{aligned} \qquad \text{(IV.92)}$$

Din relaţiile (IV.92) se determină

$$\begin{aligned} U^*_{sc_1} &= \tfrac{1}{2}\,(U^*_{sc_{1-2}} + U^*_{sc_{1-3}} - U^*_{sc_{2-3}})\,, \\ U^*_{sc_2} &= \tfrac{1}{2}\,(U^*_{sc_{2-3}} + U^*_{sc_{1-2}} - U^*_{sc_{1-3}})\,, \\ U^*_{sc_3} &= \tfrac{1}{2}\,(U^*_{sc_{1-3}} + U^*_{sc_{2-3}} - U^*_{sc_{1-2}})\,. \end{aligned} \qquad \text{(IV.93)}$$

Cu aceste valori, X_1, X_2 şi X_3 se determină folosind relaţia (IV.89).

Rezistenţele R_1, R_2 şi R_3 sînt egale dacă primarul, secundarul şi terţiarul sînt dimensionate pentru aceeaşi putere. Presupunînd că una din înfăşurări este în gol, rezistenţa de scurtcircuit R, calculată din (IV.88) ne va da rezistenţele

$$R_1 = R_2 = R_3 = \frac{R}{2}\,, \qquad \text{(IV.94)}$$

cîte două din ele fiind în serie între două borne.

Uneori puterea celor trei înfăşurări nu este egală. De exemplu

- în primar $S = S_n$ (1oo%),
- în secundar $S = \frac{2}{3} S_n$ (67%),
- în terţiar $S = \frac{2}{3} S_n$ (67%).

Aceasta înseamnă că înfăşurările secundare şi terţiare sînt construite cu conductor mai subţire, deci de rezistenţă mai mare. Vom avea

$$R_1 = \frac{2}{3} R_2 = \frac{2}{3} R_3 \,. \qquad (IV.95)$$

Dacă în primar se absoarbe puterea S_n, în secundar se poate transmite cel mult $\frac{2}{3} S_n$, restul de $\frac{1}{3} S_n$ trebuind să fie transmis prin terţiar. Pierderile în cupru sînt maxime la această repartizare neuniformă a puterii S_n între secundar şi terţiar. Se convine a considera aceste pierderi în cupru ca nominale : P_{cu_n}. Avem

$$P_{cu_n} = 3 R_1 I_1^2 + 3 R_2 I_2^2 + 3 R_3 I_3^2 = 3 R_1 I_n^2 + 3\left(\frac{3R_1}{2}\right)\left(\frac{2I_n}{3}\right)^2 +$$

$$+ 3\left(\frac{3R_1}{2}\right)\left(\frac{I_n}{3}\right)^2 = 3\left(\frac{11R_1}{6}\right) I_n^2 = 3 R I_n^2 \,, \qquad (IV.96)$$

unde

$$R = \frac{11R_1}{6} \,. \qquad (IV.97)$$

Din relaţia (IV.96) se observă că R este rezistenţa de scurtcircuit a unui transformator cu două înfăşurări cu aceleaşi S_n şi $P_{cu\,n}$ ca transformatorul cu trei înfăşurări. R se determină deci din (IV.88). Din (IV.97) se obţine apoi R_1, iar din (IV.95) R_2 şi R_3.

Dacă puterile sînt de 1oo%, 1oo% şi 67%, pierderile maxime în cupru apar la puterile 1oo%, 1oo% şi 0% prin cele trei înfăşurări. Fiind deci un regim de funcţionare cu două înfăşurări, rezistenţele se calculează cu relaţiile (IV.88) şi (IV.94).

În schema de secvenţă omopolară, bornele 1,2,3 din figura IV.22 se conectează:

- cu restul reţelei la înfăşurările în $Y_{\frac{1}{2}}$ (fig.IV.2o),
- în scurtcircuit, la conductorul de întoarcere, la înfăşurările în Δ (fig. IV.21),
- se lasă în gol la înfăşurările în Y cu nulul izolat.

D. PARAMETRII REACTOARELOR

Reactoarele sînt bobine mari de reactanţă pentru limitarea curenţilor de scurtcircuit. Ele sînt tot timpul în circuit, deci produc în regim normal de funcţionare căderi de tensiune şi pierderi de putere prin efect Joule-Lenz. Căderile de tensiune în regim normal nu sînt însă mari, deoarece reactoarele au rezistenţă mică (pentru ca RI^2 să fie mic), iar în regim normal componenta reactivă a curentului este relativ mică ($\cos \varphi = 0{,}8 \ldots 1$). Se va arăta ulterior că

$$\Delta U_f = I_a R + I_r X,$$

deci R şi I_r fiind mici, ΔU_f este mic. În regim de scurtcircuit, curentul este aproape pur reactiv şi este limitat mult de reactanţa reactorului. Circuitul magnetic al reactorului trebuie să prezinte o reluctanţă constantă. Un miez feromagnetic s-ar putea satura la curenţi de scurtcircuit şi reactanţa s-ar micşora chiar în acest regim, în care se prezintă importanţă pentru limitarea curentului. Miezul feromagnetic ar produce şi pierderi permanente în fier. De aceea, reactoarele se construiesc fără miez de fier, ca bobine independente pe cele trei faze, consolidate cu beton sau lemn pentru a rezista la solicitările electrodinamice datorite curenţilor de scurtcircuit şi sînt răcite cu aer sau cu ulei la tensiuni mai mari. Cele trei bobine se dispun adesea una peste cealaltă pentru a ocupa o suprafaţă mai mică (fig. IV.23).

În schema electrică a unei centrale electrice, reactoarele pot fi dispuse în punctele indicate în figurile IV.24,a,b şi c.

În cazul figurii IV.24, a avem reactoare mai puţine decît în cazul figurii IV.24,c, plecările fiind adesea numeroase. La

un scurtcircuit în K, tensiunea barelor scade însă mult, ceea ce influenţează nefavorabil consumatorii de pe celelalte linii neavariate. De aceea, acest aranjament se foloseşte mai rar.

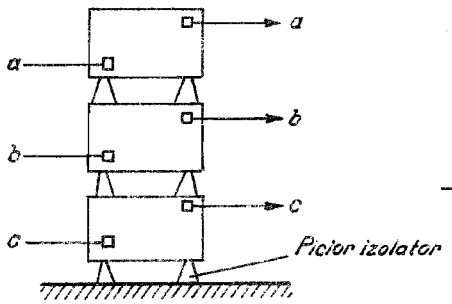


Fig. IV.23. Reactoare aşezate în coloană ;

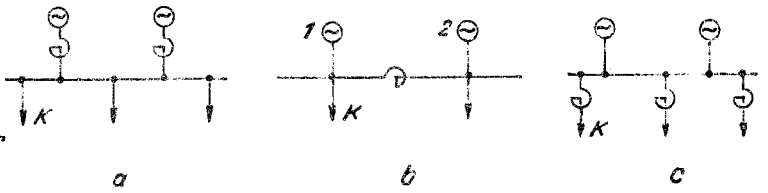


Fig. IV.24. a) Reactor la generatori; b) reactor la bare; c) reactoare la plecări.

In cazul figurii IV.24,b reactorul divizează barele. In regim normal de funcţionare va putea trece o putere de egalizare de la un sistem de bare la celălalt, dacă consumatorii nu sînt potrivit repartizaţi pe cele două generatoare. Această putere de egalizare fiind mică şi preponderent activă, ea nu produce o pierdere de tensiune importantă. Reactorul poate avea o reactanţă relativ mare. La un scurtcircuit în K, reactorul nu micşorează curentul generatorului 1, însă reduce mult curentul de la generatorul 2. Astfel curentul de scurtcircuit se reduce aproape la jumătate.

În figura IV.24,c reactoarele limitează curenţii de scurtcircuit, menţinînd la o valoare ridicată tensiunea barelor. Reactoarele sînt cu atît mai eficace cu cît plecarea respectivă este de putere mai mică. Intr-adevăr, la putere mică, curentul nominal este mic, iar la o cădere de tensiune dată , reactanţa va fi relativ mare, putînd limita eficace curentul de scurtcircuit. In lipsa reactorului, curentul de scurtcircuit ar fi avut aceeaşi valoare în punctele de scurtcircuit apropiate de bare, la consumatorii de orice putere, solicitînd puternic aparatajul consumatorilor de putere mică.

Instalarea reactoarelor se justifică economic mai mult în cazul cînd prin instalarea unor noi generatoare în sistem sau prin interconectări noi, ar creşte puterea de scurtcircuit peste valoarea admisibilă la aparatajul instalat. In special, puterea de rupere a întrerupătoarelor ar putea fi depăşită de puterea de scurtcircuit mărită. Atunci schimbarea aparatajului poate necesita investiţii foarte mari şi uneori apare mai economică soluţia limitării curentului de scurtcircuit prin reactoare, deşi instalarea acestora necesită investiţii mari, iar în exploatare se produc pierderi de putere şi de tensiune.

1. Parametrii de fază şi de secvenţă. Datele nominale ale unui reactor sînt: U_n, I_n, X^* şi ΔP^*. Puterea nominală este

$$S_n = \sqrt{3}\ U_n I_n \ . \qquad (IV.98)$$

Aceasta diferă de puterea de magnetizare în reactanţa X sau de puterea ΔP pierdută prin efect Joule-Lenz în rezistenţa reactorului. Din U_n şi I_n se determină o mărime de calcul

$$Z_n = \frac{U_{nf}}{I_n} \ , \qquad (IV.99)$$

Reactanţa relativă a reactorului este

$$X^* = \frac{X}{Z_n} = \frac{XI_n}{Z_n I_n} = \frac{\Delta U_f}{U_{nf}} = \frac{\Delta U}{U_n} = \Delta U^* \ . \qquad (IV.100)$$

Prin urmare X^* este numeric egal cu căderea de tensiune relativă la curent nominal şi rezistenţă neglijabilă, dacă curentul nominal este pur reactiv. La $\cos\varphi \neq 0$ va rezulta o cădere de tensiune mai mică.

La reactoare situate ca în figura IV.24,a şi c, X^* = = 0,02 ...0,1. În cazul figurii IV.24,b, X^* = 0,1...0,2.

Pierderile relative ΔP^*(la curent nominal) adesea nu se indică prin datele de catalog. Ele sînt însă în general sub 0,5% din S_n. Avem

$$\Delta P^* = \frac{\Delta P}{S_n} = \frac{3 R i_n^2}{\sqrt{3}\ U_n I_n} = \frac{R}{U_{nf}/I_n} = \frac{R}{Z_n} = R^* . \qquad (IV.101)$$

Prin urmare ΔP^* este numeric egal cu rezistenţa relativă a reactorului. Relaţia (IV.101) este analogă cu (IV.84) referitoare la pierderile nominale în cupru la transformatoare, iar (IV.100), comparată cu (IV.85), ne arată că ΔU^* poate fi considerat o tensiune de scurtcircuit (la curent nominal).

Între cele trei bobine ale reactorului, cuplajul inductiv este adesea neglijabil. Din (IV.10) şi (IV.11) rezultă deci că $X_1 = X_2 \cong X_0$. In cazul aranjamentului din figura IV.23, apare un cuplaj inductiv, însă numai între fazele a,b şi b,c. În medie, deci X' este 2/3 din reactanţa mutuală, dintre bobinele vecine. X'^* este de cîteva procente şi poate fi pozitiv sau negativ, după cum bobina b este înfăşurată în acelaşi sens sau în sens contrar cu bobinele a şi c. Corespunzător cu sensul înfăşurării, $X_1 = X_2$ este ceva mai mare sau ceva mai mic decît X_0. In general această deosebire nu se ia în considerare.

2. <u>Reactoare gemene</u>. Dacă se alimentează de la un sistem de bare doi consumatori de aceeaşi putere, cele două plecări pot fi racordate la bare prin două bobine identice, înfăşurate pe un miez comun: reactoare gemene (fig. IV.25). In acest caz, deşi se foloseşte un miez de fier, reactanţa este mică la sarcină echilibrată. Ea creşte numai la scurtcircuit, cînd cei doi curenţi nu mai sînt egali. Acest lucru rezultă din construcţia reactorului (fig.IV.26).

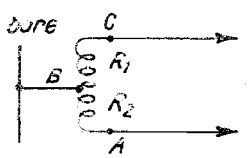


Fig. IV. 25. Reactoare gemene: R_1 şi R_2.

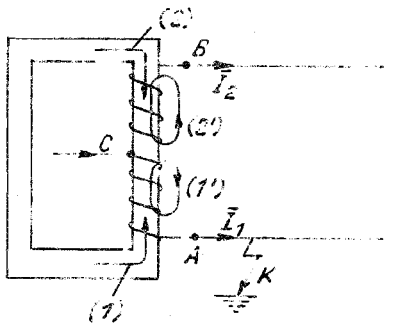


Fig.IV.26. Construcţia reactoarelor gemene.

Dacă $\bar{I}_1 = \bar{I}_2$ amperspirele (1) şi (2) după un contur în fier îşi ţin echilibrul. De aceea se poate forma numai un flux de dispersie (1') şi (2'). Dacă se produce un scurtcircuit în K, $\bar{I}_1 > \bar{I}_2$ devin preponderente amperspirele (1) şi se formează un flux în fier, după sensul dat de săgeata (1). Apar deci mari tensiuni induse (reactanţă mare), tensiunile crescînd în lungul înfăşurării:

$U_A < U_C < U_B$. Tensiunea U_C fiind cea de alimentare, U_B va fi o tensiune mai mare decît cea normală. Această supratensiune poate fi periculoasă. De aceea fluxul comun trebuie să nu fie mult mai mare decît cel de dispersie, care produce întotdeauna cădere de tensiune.

Fenomenele pot fi urmărite uşor pe cale analitică.

$$\overline{U}_1 = \overline{U}_C - \overline{U}_A = \overline{I}_1 j(X_M + X_\sigma) - \overline{I}_2 \, j \, X_M \, , \qquad \text{(IV.1o2)}$$

$$\overline{U}_2 = \overline{U}_C - \overline{U}_B = \overline{I}_2 j(X_M + X_\sigma) - \overline{I}_1 \, j \, X_M \, ,$$

X_M fiind reactanţa corespunzătoare fluxului comun, iar X_σ reactanţa de dispersie.

Dacă $\overline{I}_1 = \overline{I}_2 = \overline{I}$ se obţine

$$\overline{U}_1 = \overline{U}_2 = \overline{I} \, j \, X_\sigma \, , \qquad \text{(IV.1o3)}$$

prin urmare căderea de tensiune se produce pe reactanţa de dispersie.

Dacă $\overline{I}_1 = \overline{I}_{sc}$, iar $\overline{I}_2 = 0$ se obţine

$$\overline{U}_1 = \overline{I}_{sc} \, j(X_M + X_\sigma) \, , \qquad \text{(IV.1o4)}$$

$$\overline{U}_2 = - \overline{I}_{sc} \, j \, X_M \, . \qquad \text{(IV.1o5)}$$

Semnul minus în ultima relaţie scoate în evidenţă apariţia unei creşteri de tensiune. Tensiunea rezultantă faţă de pămînt va fi

$$\overline{U}_B - \overline{U}_A = \overline{U}_1 - \overline{U}_2 = \overline{I}_{sc} j(2X_M + X_\sigma) > \overline{U}_1 \, . \qquad \text{(IV.1o6)}$$

Creşterea relativă de tensiune

$$\frac{-\overline{U}_2}{U_1} = \frac{X_M}{X_M + X_\sigma} \, , \qquad \text{(IV.1o7)}$$

se poate micşora prin mărirea lui X_σ, uşurînd formarea fluxurilor care înlănţuie numai bobinele parţiale (1' şi 2').

E. PARAMETRII GENERATOARELOR

Generatorul sincron este un element activ (are tensiune electromotoare) în schema generală a sistemului electric. El se reprezintă deci printr-o impedanţă, care se reduce de fapt la o reactanţă, deoarece rezistenţa indusului este neglijabilă şi o tensiune interioară "după" reactanţă. Tensiunile induse sînt întotdeauna trifazate, simetrice, considerate de succesiune directă. Tensiunile induse inverse şi omopolare lipsind, schemele de succesiune inversă şi omopolară sînt pasive (o simplă reactanţă).

Infăşurarea conectată la reţea este aceea a indusului (statorul). De aceea, reactanţa generatorului este reactanţa acestei înfăşurări. Remarcăm însă că trebuie să se ţină seama, după cum va rezulta în continuare, şi de influenţa rotorului. Tensiunea electromotoare este tensiunea indusă în stator (indus). Particularitatea comportării generatorului constă în faptul că în schema de secvenţă directă, reactanţa şi tensiunea indusă au valori diferite în regim tranzitoriu decît în regim permanent (de durată).

1. <u>Reactanţe de secvenţă directă</u>. Figura IV.27 prezintă fenomenele fundamentale la un scurtcircuit după o reactanţă exterioară. Curentul de excitaţie i_e din înfăşurarea de excitaţie E produce fluxul Φ_e, care induce în bobina statorică S' tensiunea u_e. Diagrama vectorială din figura IV.28 prezintă mărimile scrise sub formă complexă. Rotorul se învîrteşte în sens (pozitiv) trigonometric. Un conductor S' are o viteză relativă (faţă de cîmpul presupus fix) în sens invers, în figură de la stînga la dreapta. Tensiunea momentană u va avea sensul din figură, corespunzător produsului vectorial $\bar{E}=[\bar{v}x\bar{B}]$. La sarcină rezistivă, curentul ar fi în fază cu tensiunea, ar curge în bobina S' şi ar produce o reacţie transversală, de importanţă mai mică. La sarcinâ inductivă însă curentul este defazat în urmă cu 90^o, el curge deci nu în bobina S', ci în bobina S, lăsată în urmă cu 90^o de rotor, avînd sensul tensiunii din bobina S'. Se observă că curentul statoric i are sens contrar curentului i_e din spirele rotorice adiacente. El pro-

duce fluxul Φ_r de reacţie longitudinală, demagnetizantă. Reactanţa indusului corespunzătoare acestui flux este reactanţa de reacţie X_r. Tensiunea indusă de Φ_r este u_r ($U_{rf} = I\ jX_r$). Fluxul rezultant este $\Phi_\delta = \Phi_e - \Phi_r$) iar tensiunea rezultantă $u_\delta = u_e - u_r$.

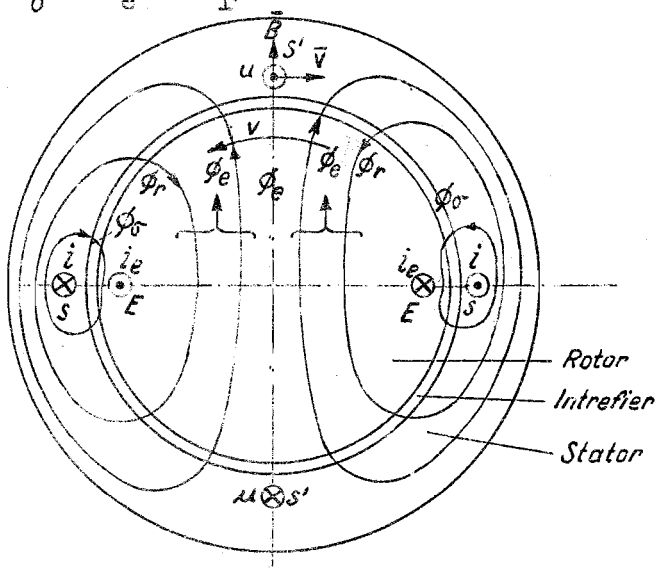


Fig.IV.27. Reprezentarea schematică a generatorului sincron în scurtcircuit peste o reactanţă exterioară.

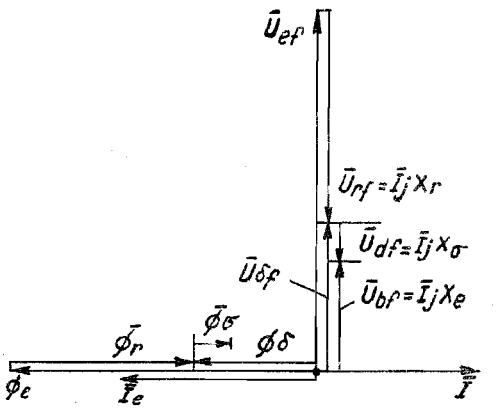


Fig. IV.28. Diagrama vectorială pentru figura IV.27.

Aceasta se numeşte flux, respectiv tensiune din intrefier. Fluxul Φ_σ fiind o mărime rezultantă, el este de fapt singurul flux care apare în mod real, curba de magnetizare nefiind liniară. Fluxurile Φ_e şi Φ_r nu există separat ca mărimi reale, ci numai ca mărimi de calcul, determinate în ipoteza că reluctanţa circuitului feromagnetic este aceeaşi ca în cazul lui Φ_σ, adică curba de magnetizare este liniară. În realitate se adună amperspirele curenţilor i_e şi i.

Se remarcă faptul că X_r poate să nu fie considerat în schemă, dacă se introduce tensiunea $U_{\delta_f} = U_{e_f} - I\ X_r$.

Curentul i mai produce fluxul Φ_σ (de dispersie) care înlănţuie numai indusul. Reactanţa de dispersie corespunzătoare este X_σ, iar tensiunea la borne rezultă $U_{b_f} = U_{\delta_f} - I\ X_\sigma$. Ea acoperă căderile de tensiune în reactanţa exterioară, deci $U_{b_f} = I\ X_e$.

Avem prin urmare (fig. IV.29)

$$I = \frac{U_{ef}}{X_r + X_\sigma + X_e} = \frac{U_{\sigma f}}{X_\sigma + X_e} = \frac{U_{bf}}{X_e} \,. \qquad (IV.1o8)$$

Generatorul se va reprezenta în schema reţelei cu una din reactanţele din figura IV.29 sau relaţia (IV.1o8) şi tensiunea corespunzătoare, după cum convine mai mult pentru calcul:

- Dacă se reglează tensiunea la borne, menţinînd-o la valoare constantă se va considera $U_g = U_b$ şi $X_g = 0$.

- Dacă se consideră un regim de scurtcircuit permanent (de durată) se prespune curentul de excitaţie cunoscut, deci şi U_e. Atunci $U_g = U_e$ şi $X_g = X_s$, unde $X_s = X_r + X_\sigma$ (reactanţa sincronă).

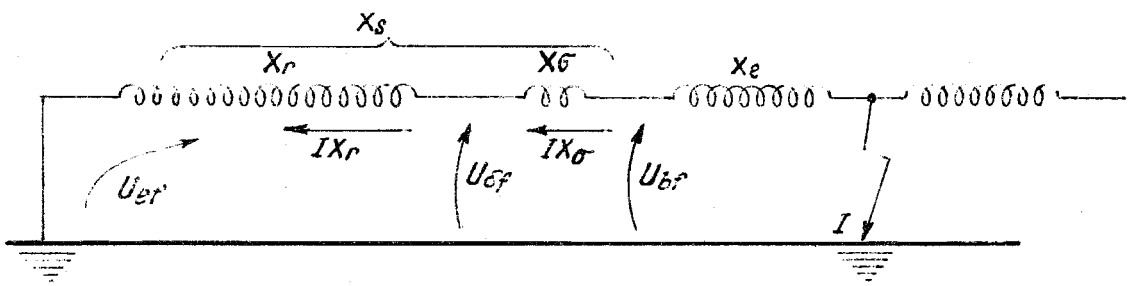


Fig. IV. 29. Reactanţele şi tensiunile generatorului.

- Dacă se consideră un regim tranzitoriu, atunci, după cum se va arăta, Φ_σ şi deci U_σ se menţin aproximativ neschimbate faţă de regimul anterior. Se va considera deci $U_g \cong U_\sigma$ şi $X_g \cong X_\sigma$. Aici este necesar să se facă precizări şi să se introducă noi noţiuni, mai exacte: reactanţa tranzitorie şi subtranzitorie şi tensiunile respective. Aceste precizări se vor dezvolta mai jos.

În concluzie:

Reactanţa generatorului este formată din X_σ şi X_r, ultima fiind înlănţuită şi de fluxul rotoric. Mai precis, amperspirele care produc fluxul din întrefier, deci şi fluxul rezultant al indusului, conţin şi amperspirele din rotor. In rotor circulă, în timpul fenomenelor tranzitorii, pe lîngă

curentul de excitaţie şi curenţi liberi, curenţi ce apar prin inducţie datorită variaţiei fluxului rezultant. De aceea, fluxul rezultant prin indus depinde în afară de curentul indusului şi de regimul de funcţionare, care influenţează fenomenele din rotor. In regim staţionar nu există curenţi liberi în rotor, deci reactanţa indusului cuprinde pe X_r. Avem $X_g = X_r + X_\sigma$. Intr-un regim tranzitoriu însă cînd I are o valoare modificată faţă de aceea din regimul anterior, Φ_δ tinde să se modifice: în rotor (în circuitul de excitaţie, în circuitul de amortizare şi în miezul masiv de fier) se induc tensiuni şi apar curenţi liberi, de sens opus modificării lui I, astfel încît amperspirele rezultante datorite curenţilor I şi I_e nu se schimbă; prin urmare nici Φ_δ nu se schimbă: fluxul de reacţie nou nu poate pătrunde în rotor, fiind împiedicat de amperspirele libere din căile de curent ale acestuia pînă cînd curenţii liberi nu se amortizează. Prin urmare în stator se modifică numai fluxul de dispersie, iar reactanţa care apare în stator este X_d (cu aproximaţie). Tensiunea indusă se datoreşte aceluiaşi Φ_δ ca înainte de modificare. Tensiunea U_δ rămîne deci neschimbată în timpul de tranziţie pînă cînd noul regim se stabilizează.

Formarea noului flux de reacţie, prin modificarea curentului din indus presupune pătrunderea acestuia în două contururi conductoare: conturul înfăşurării de amortizare şi a căilor de curent în miezul masiv şi conturul înfăşurării de excitaţie. Se ştie, că într-un contur conductor, cu rezistenţă neglijabilă, fluxul înlănţuit nu se poate modifica brusc, deoarece în contur apar curenţi liberi la orice variaţie de flux. Curenţii liberi vor asigura menţinerea neschimbată a amperspirelor rezultante. Dacă deci curentul din indus creşte, cel din conturul rotoric scade şi invers, fluxul rămînînd constant. Modificarea fluxului apare numai în urma amortizării curenţilor liberi. În primul moment, ambele contururi fiind parcurse de curenţi liberi, fluxul de reacţie nu poate apare practic de loc. Fenomenul se numeşte subtranzitoriu. În indus avem numai reactanţa subtranzitorie (numită şi supratranzitorie) X" ($\cong X_\sigma$). Curenţii din primul contur (înfăşurarea de amortizare, miezul masiv) se amortizează însă în aproximativ 0,1

secunde. Astfel se formează un mic flux de reacţie, deci X" creşte cu o parte a lui X_r. Reactanţa care rezultă în acest regim numit tranzitoriu este $X' > X''$. Regimul tranzitoriu trece în cel staţionar în cîteva secunde.

La începutul regimului subtranzitoriu sau tranzitoriu rămîne constant fluxul total al conturului supraconductor. Numai în prima aproximaţie este corectă afirmaţia, că la început fluxul de reacţie nu poate pătrunde de loc în conturul supraconductor. In realitate, el poate pătrunde în mică parte, chiar în primul moment. Acest lucru se datoreşte dispersiei conturului. Intr-adevăr, nu întregul flux produs de curentul din contur trece în indus: o parte din flux înlănţuie numai conturul. La apariţia amperspirelor de reacţie apare şi curentul liber din contur şi se modifică fluxul de dispersie rotoric. Să admitem că acest flux de dispersie creşte. Inlănţuirea trebuind să rămînă constantă, rezultă că fluxul comun scade. Prin urmare fluxul de reacţie s-a putut forma (într-o oarecare măsură) pe seama fluxului de dispersie rotoric. Dispersia rotorică se adaugă deci la dispersia statorică. Din această cauză $X' > X'' > X_\sigma$ (înfăşurarea de excitaţie are dispersie mai mare faţă de indus singură, decît împreună cu înfăşurarea de amortizare).

Tensiunea după reactanţa subtranzitorie sau tranzitorie rămîne neschimbată faţă de valoarea sa anterioară. In caz de scurtcircuit, valoarea care se menţine este aceea din regimul normal, înainte de scurtcircuit. Aceasta este însă cunoscută, în raport cu tensiunea la borne U_b care se poate considera egală, în regim normal, cu tensiunea nominală U_n. Avem în general

$$U_\delta \cong 1{,}05\, U_b \ , \qquad \text{(IV.109)}$$

deoarece căderea de tensiune $I_n X_\sigma$ (pe X_σ sau pe X" sau X') este de 12...30% din U_{nf} (mai mică la turbo-, mai mare la hidrogeneratoare), dar neflind în fază cu $\bar{U}_{bf}$, tensiunea U_δ este numai puţin mai mare decît U_b (cu aproximativ 5%).

In unităţi relative (bazate pe U_n, S_n, $Z_n = \frac{U_n^2}{S_n}$, $I_n = \frac{S_n}{U_{nf}}$) avem

$$\begin{aligned} U_\sigma^* &\cong 1,05 \\ X''^* &\cong 0,12 \text{ (turbo)}...0,25 \text{ (hidro)} \\ X'^* &\cong 0,21 \text{ (turbo)}...0,30 \text{ (hidro)} \end{aligned} \qquad \text{(IV.110)}$$

Reactanţa sincronă se determină din raportul de scurtcircuit. In regim de scurtcircuit la bornele generatorului $U_{\sigma\ f} = I_{sc_b} X_\sigma$ are o valoare redusă, deoarece X_σ este mic. Prin urmare fluxul rezultant este mic şi maşina nesaturată. Astfel din cauza permeabilităţii mari X_s este mai mare decît în regim normal, cînd se lucrează în porţiunea saturată a caracteristicii de magnetizare. În regimul de scurtcircuit considerat, punctul de funcţionare fiind pe partea liniară a caracteristicii de magnetizare, X_s este constant şi deci fenomenele sînt liniare. La mărirea curentului de excitaţie I_e creşte proporţional şi curentul de scurtcircuit la borne

$$I_{sc_b}^* = \frac{I_{sc_b}}{I_n} = m\, I_e^* = m \frac{I_e}{I_{e_o}} , \qquad \text{(IV.111)}$$

m fiind un coeficient de proporţionalitate, iar I_{e_o} curentul de excitaţie care asigură la borne, la mers în gol, o tensiune egală cu cea nominală. Din (IV.111) raportul de scurtcircuit este

$$m = I_{sc_{bo}}^* = \frac{I_{sc_{bo}}}{I_n} , \qquad \text{(IV.112)}$$

adică raportul dintre curentul de scurtcircuit la borne cînd $I_e = I_{e_o}$ şi curentul nominal.

Pe de altă parte

$$I_{sc_b}^* = \frac{U_e^*}{X_s^*} , \qquad \text{(IV.113)}$$

de unde

$$X_s^* = \frac{U_e^*}{I_{sc_b}^*} = \frac{U_e^*}{m\, I_e^*} . \qquad \text{(IV.114)}$$

Tensiunea indusă U_e^* rezultă din următoarea relaţie empirică, care ţine seama şi de neliniaritatea caracteristicii de magnetizare:

$$U_e^* = 0{,}2 + 0{,}8\, I_e^* , \qquad (IV.115)$$

valabilă pentru majoritatea generatoarelor sincrone.

Raportul de scurtcircuit m are valoarea 0,7...0,8 la turbogeneratoare şi 1...1,1 la hidrogeneratoare.

Fie de exemplu la un turbogenerator $I_e^* = 2$. Din (IV.115) rezultă $U_e^* = 0{,}2 + 0{,}8 \cdot 2 = 1{,}8$, iar din (IV.114) $X_s^* = \frac{1{,}8}{0{,}7 \cdot 2} \cong 1{,}3$.

2. Reactanţa de secvenţă inversă. Să considerăm un sistem de curenţi trifazaţi în indus, de secvenţă inversă. Aceştia produc un cîmp magnetic (un flux) rotitor, ce se învîrteşte în sens contrar cu rotorul. Acest flux nu poate însă străbate rotorul, pentru că străbătîndu-l, ar trece prin înfăşurarea rotorică (de excitaţie, de amortizare, miez masiv)în sens mereu variabil, şi anume cu frecvenţă dublă decît aceea a curentului statoric. Amperspirele care iau naştere în acest fel prin inducţie, nu vor permite trecerea fluxului invers prin rotor. Acesta va fi deci mic, avînd caracter de dispersie. Prin urmare

$$X_2 \cong X_0 \ (\cong X''). \qquad (IV.116)$$

Trebuie remarcat faptul că curenţii care apar în rotor prin acest fenomen de inducţie produc o încălzire prin efect Joule-Lenz, care impune să se limiteze în timp sau în mărime curenţii de succesiune inversă admisibili în stator. În felul acesta se limitează nesimetria sarcinii, care în general nu poate depăşi 5%.

3. Reactanţa omopolară. Generatoarele nu au în genere nulul pus direct la pămînt, în afară de acelea de joasă tensiune, la care există deci posibilitatea trecerii curenţilor omopolari.

Un sistem de curenţi avînd aceeaşi mărime şi fază în cele trei înfăşurări statorice (curenţi omopolari) produc în fiecare moment amperspire de acelaşi sens în raport cu întrefierul maşinii. Astfel, figura IV.3o reprezintă momentul cînd amperspirele au sensul spre interiorul întrefierului. Astfel

nu se poate forma un flux prin rotor, căci liniile acestuia dacă ar intra în dreptul fazei a în rotor, ar trebui să iasă în dreptul fazelor b şi c.

Reactanţa omopolară este prin urmare reactanţa de dispersie între fazele înfăşurării statorice. Avem numeric

$$X_0^* = 0{,}01 \ldots 0{,}1 \text{ (turbogeneratoare) } \ldots$$

$$\ldots 0{,}2 \text{ (hidrogeneratoare)} \quad (IV.117)$$

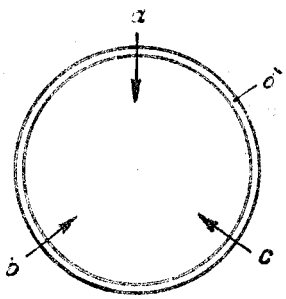


Fig.IV.30.Amperspirele omopolare prin întrefier.

F. PARAMETRII SARCINII

Sarcina are o componentă activă şi una inductivă. Ea este în general pasivă, adică nu prezintă tensiuni electromotoare. Motoarele asincrone însă au tensiuni induse, care se menţin cîtva timp şi în regim de scurtcircuit, datorită inerţiei. Această tensiune este de aproximativ 90% din tensiunea la borne, diferenţa corespunzînd căderii de tensiune în indus. Deşi în cazul motoarelor asincrone, puterea rămîne practic constantă, deoarece alunecarea se modifică numai puţin în exploatare şi deci conductanţa echivalentă $G = \frac{P}{U^2}$ nu este constantă la variaţia tensiunii, totuşi în general sarcina se reprezintă printr-o impedanţă sau admitanţă constantă.

La calculul curenţilor de scurtcircuit, componenta activă a curentului de sarcină este de interes redus, pentru că produce numai mici căderi de tensiune. Astfel în generator ea produce reacţie transversală şi nu reacţie longitudinală de magnetizantă. De aceea, în calcule, curentul de sarcină se consideră micşorat într-o oarecare măsură, dar pur inductiv. Pentru aceasta sarcina se reprezintă printr-o reactanţă

$$X^* \cong 1{,}2 \; . \quad (IV.118)$$

Mărimea de bază fiind

$$Z_n = \frac{U_n^2}{P_n} \; ,$$

rezultă

$$X \cong 1{,}2 \frac{U_n^2}{P_n} \quad (IV.119)$$

În schema de secvenţă inversă, care interesează la calculul curenţilor de scurtcircuit nesimetric, sarcina se reprezintă printr-o reactanţă. La aplicarea unui sistem de tensiuni de succesiune inversă la bornele unui motor asicron în

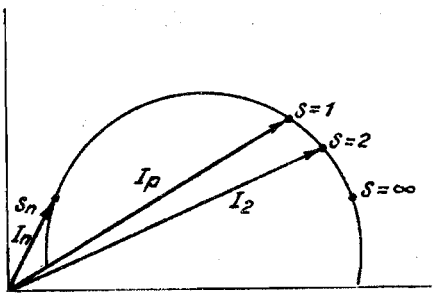


Fig.IV.31. Diagrama cercului la motorul asincron, cotată cu valorile alunecării s.

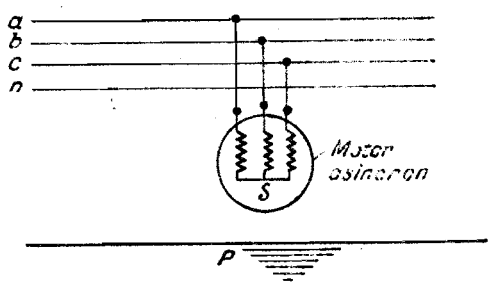


Fig. IV.32. Modul de conectare la reţea a unui motor asincron.

mers, rotorul acestuia va avea o alunecare egală aproape cu 2 în raport cu cîmpul magnetic. El va absorbi deci un curent de cîteva ori mai mare decît cel nominal, mai mare chiar decît cel de pornire (fig. IV.31).

Se consideră $I_2^* = 3...4$ şi deci

$$X_2^* \cong 0{,}3 \; . \quad (IV.120)$$

Sarcina, compusă în cea mai mare parte din motoare, nu are punctul de stea pus la pămînt (fig. IV.32).

De aceea

$$X_0^* = \infty \; . \quad (IV.121)$$

G. SCHEME COMPLETE

Figura IV.33 reprezintă schema unei linii de transport L, cu transformatoare T, între centralele A şi B cu generatoarele G cu sarcinile locale S. Inlocuind fiecare element cu o schemă echivalentă, se obţine schema din figura IV.34.

1. Elemente longitudinale şi transversale. Elementele reprezentate orizontal în figura IV.34 sînt parcurse de curentul principal şi se numesc longitudinale (fiind în lungul liniei). Ele sînt în serie între ele, produc căderi de tensiune şi pierderi de putere activă (rezistenţele) şi reactivă (reactanţele), proporţionale cu pătratul

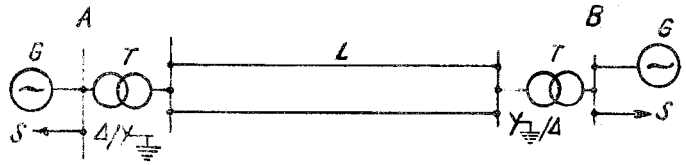


Fig.IV.33. Linie de transport între A şi B.

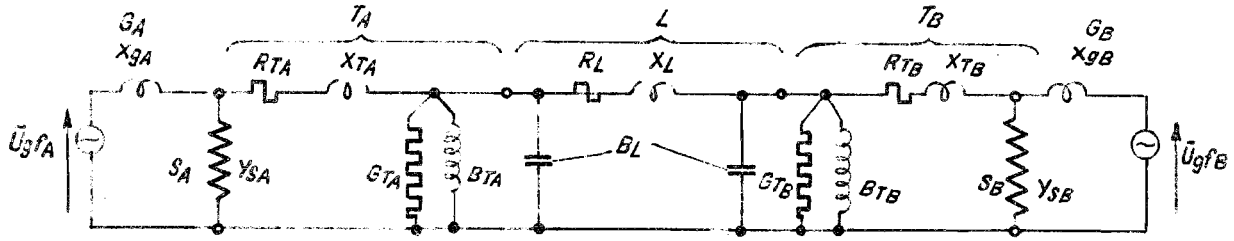


Fig. IV.34. Schemă completă de secvenţă directă pentru instalaţia de transport din figura IV.33.

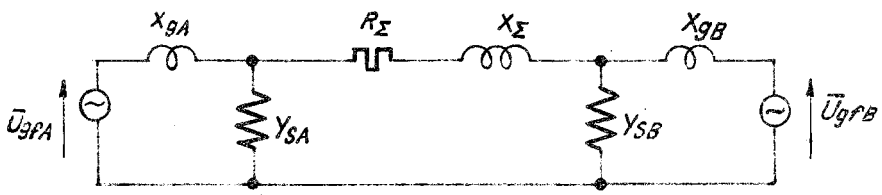


Fig.IV.35. Schemă simplificată.

curentului. Elementele reprezentate vertical se numesc transversale. Ele sînt parcurse de curenţi relativ mici (în afară de sarcini), nu produc căderi de tensiune, dar modifică curentul prin elementele longitudinale. Pierderile active şi reactive prin elementele transversale sînt practic constante, pentru că tensiunea la bornele lor variază în mică măsură. Ade - sea, avînd în vedere că elementele transversale nu produc căderi de tensiune şi modifică numai puţin curenţii longitudinali (cu excepţia sarcinii), ele nu se reprezintă în schema generală. Atunci elementele longitudinale sînt în serie şi se

pot comasa. In cazul figurii IV.34 se obţine în acest fel schema simplă din figura IV.35.

2. Unităţi relative. La dezvoltările precedente s-au exprimat parametrii unor elemente de reţea în unităţi relative. Aici vom dezvolta mai în detaliu această problemă.

Se aleg întîi unităţile de bază, în primul rînd puterea S_b şi tensiunea U_b. Din acestea rezultă

$$I_b = \frac{S_b}{\sqrt{3}\, U_b} \quad , \tag{IV.122}$$

$$Z_b = \frac{U_{fb}}{I_b} = \frac{U_b^2}{S_b} \quad . \tag{IV.123}$$

Pentru cîte un element de reţea (transformator, generator, reactor, sarcină) mărimile de bază, în raport cu care se indică iniţial parametrii în unităţi relative, sînt chiar mărimile nominale. Să considerăm un transformator avînd puterea nominală S_n şi tensiunile nominale U_{nI} în primar şi U_{nII} în secundar, în raportul

$$k = \frac{U_{nII}}{U_{nI}} \quad .$$

Fie o tensiune U_I în primar şi una echivalentă $U_{II} = k\, U_I$ în secundar; de asemenea o impedanţă Z_I în primar şi una echivalentă $Z_{II} = k^2 Z_I$ în secundar; un curent $I_I = \frac{U_I}{Z_I}$ în primar şi unul echivalent $I_{II} = \frac{U_{II}}{Z_{II}} = \frac{I_I}{k}$ în secundar; o putere $S_I = 3\, S_{If} = 3\, U_{If}\, I_I = \sqrt{3}\, U_I\, I_I$ în primar şi una echivalentă $S_{II} = \sqrt{3}\, U_{II} I_{II} = S_I$ în secundar.

Ne propunem să exprimăm mărimile

$$U_I, U_{II}, U_{If}, U_{IIf}, Z_I, Z_{II}, I_I, I_{II}, S_I = S_{II}, S_{If} = S_{IIf} \tag{IV.124}$$

în unităţi relative. Mărimile de bază folosite în acest scop sînt

$$U_{nI}, U_{nII}, U_{nfI}, U_{nfII}, Z_{nI}, Z_{nII}, I_{nI}, I_{nII}, S_n, S_{nf}. \tag{IV.125}$$

Se remarcă faptul că există cîte două tensiuni, impedanţe şi curenţi de bază, una pentru primar şi una pentru secundar, dar puterea de bază este aceeaşi în primar şi secundar. De asemenea există pentru tensiuni şi puteri şi mărimi de bază de fază. Formînd rapoarte între cele două şiruri de mărimi (IV.124) şi (IV.125) se obţine

$$U_I^* = \frac{U_I}{U_{nI}} ,$$

$$U_{II}^* = \frac{U_{II}}{U_{nII}} = \frac{k\,U_I}{k\,U_{nI}} = U_I^* ,$$

$$U_{If}^* = \frac{U_{If}}{U_{nfI}} = \frac{U_I/\sqrt{3}}{U_{nI}/\sqrt{3}} = U_I^* ,$$

$$U_{IIf}^* = \frac{U_{IIf}}{U_{nfII}} = \frac{U_{II}/\sqrt{3}}{U_{nII}/\sqrt{3}} = U_I^* ,$$

$$Z_I^* = \frac{Z_I}{Z_{nI}} ,$$

$$Z_{II}^* = \frac{k^2\,Z_I}{Z_{nII}} = \frac{Z_I}{Z_{nI}} = Z_I^* ,$$

$$I_I^* = \frac{I_I}{I_{nI}} ,$$

$$I_{II}^* = \frac{I_{II}}{I_{nII}} = \frac{I_I/k}{I_{nI}/k} = I_I^* ,$$

$$S_I^* = \frac{S_I}{S_n} = \frac{S_{II}}{S_n} = S_{II}^* .$$

Se constată că în unităţi relative există o singură mărime în primar şi secundar, pe o fază sau între faze respectiv pe trei faze

$$U^*, Z^*, I^*, S^*.$$

Aşadar, raportul de transformare a transformatorului nu modifică pe U^*, Z^*, I^*, aşa cum nu modifică puterea S (avem $S_I = S_{II}$). Se atrage atenţia că mărimile din secundar nu trebuie reduse la primar. In unităţi relative, tensiunea de fază este numeric egală cu cea între faze.

Să considerăm expresia puterii aparente şi a impedanţei

$$S = \sqrt{3}\, U\, I, \qquad (IV.126)$$

$$Z = \frac{U}{\sqrt{3}\, I}.$$

Mărimile de bază sînt (relaţiile IV.122 şi IV.123)

$$S_b = \sqrt{3}\, U_b\, I_b, \qquad (IV.127)$$

$$Z_b = \frac{U_b}{\sqrt{3}\, I_b}.$$

Impărţind (IV.126) cu (IV.127) se obţine:

$$S^* = \frac{U}{U_b} \cdot \frac{I}{I_b} = U^*\, I^*, \qquad (IV.128)$$

$$Z^* = \frac{U/U_b}{I/I_b} = \frac{U^*}{I^*}. \qquad (IV.129)$$

Aceste expresii ne arată, că la calculul cu unităţi relative factorul de fază $\sqrt{3}$ (şi în general orice coeficient numeric care apare şi în expresia mărimii de bază) dispare. Se lucrează deci ca în circuite monofazate. Pierderile prin efect Joule-Lenz pe cele trei faze ale unui circuit trifazat vor fi deci

$$\Delta P^* = R^* I^{*2} \left(= \frac{3\, R\, I^2}{S_b} = \frac{3\, R\, I^2}{3\, Z_b I_b^2} = \frac{R}{Z_b} \cdot \left(\frac{I}{I_b}\right)^2 \right).$$

Dacă într-o reţea, tensiunea este peste tot egală (sau practic egală) cu cea nominală, avem $U^* = 1$. În acest caz, corespunzător relaţiei (IV.128)

$$S^* = I^*, \qquad (IV.130)$$

adică puterea şi curentul au în unităţi relative valori egale. In acele cazuri cînd puterea se calculează cu tensiunea nominală (nu cu cea reală), relaţia (IV.130) este întotdeauna valabilă.

Din cele prezentate s-a văzut că tensiunile de bază trebuie alese diferite în cele două părţi ale transformatorului, şi anume în raportul de transformare. Transformatoarele separă reţeaua în părţi cu "trepte de tensiune" diferite. Pentru fiecare treaptă de tensiune se alege o tensiune de bază. Fie (fig. IV.33) o linie de transport de 110 kV alimentată cu un transformator ridicător de tensiune, avînd tensiunile nominale 10,5/121 kV. La capătul terminal, transformatorul coborîtor are tensiunile nominale de 104,5/11 kV. Ca tensiuni de bază se aleg atunci tensiunile medii U_I = 10,5 kV şi U_{II}=115 kV, ca şi cum ambele transformatoare ar avea aceste tensiuni nominale.

Intr-o schemă complexă a unei reţele, puterea de bază nu poate fi egală simultan cu puterile nominale a mai multor elemente de reţea (transformatoare, generatoare etc.). De aceea, parametrii acestora trebuie să fie reduşi la mărimile de bază ale reţelei. Fie de exemplu un transformator cu U_{sc_n} =0,105, U_n = 121 kV (la partea de înaltă tensiune) S_n = 50 MVA, iar mărimile de bază a reţelei (la treapta de 110 kV): U_b=115 kV, S_b = 100 MVA. Avem (relaţia IV.89)

$$X = U^*_{sc_n} \frac{U_n^2}{S_n} ,$$

şi deci, reactanţa în unităţi relative de bază

$$X^*_{(b)} = \frac{X}{Z_b} = \frac{X}{U_b^2/S_b} = U^*_{sc_n} \left(\frac{U_n}{U_b}\right)^2 \frac{S_b}{S_n} . \qquad \text{(IV.131)}$$

Prin urmare în acest caz nu s-a putut aplica direct relaţia (IV.85): ea a trebuit să fie corectată prin raportul tensiunilor la pătrat şi raportul puterilor. Dacă $U_b \cong U_n$, avem

$$X^*_{(b)} \cong U^*_{sc_n} \frac{S_b}{S_n} . \qquad \text{(IV.132)}$$

În mod analog, toţi parametrii exprimaţi în unităţi relative în raport cu mărimi nominale se recalculează în raport cu mărimi de bază comune pentru întreaga reţea.

Fasc. 7 cda. 1c665/1964

Alegerea unor tensiuni de bază diferite în cele două părţi ale transformatorului şi egale cu tensiunile nominale ale înfăşurărilor respective, în scopul exprimării unor tensiuni în unităţi relative, corespunde reducerii tensiunilor respective la o treaptă de tensiune unică U_b, egală cu unitatea. Într-adevăr, pentru a raporta tensiunea U_I la treapta de tensiune $U_b = 1$; va trebui să o înmulţim cu raportul $\frac{U_b}{U_{nI}} = \frac{1}{U_{nI}}$. Obţinem

$$U_I \cdot \frac{1}{U_{nI}} = U_I^* \quad .$$

Analog şi în cazul curenţilor şi al puterilor, exprimarea valorii lor în unităţi relative revine la raportarea lor la o treaptă de tensiune unică egală cu 1. S-a realizat astfel o reţea fără legături transformatorice (deci cu legături galvanice), avînd tensiunea de bază egală cu 1.

C a p i t o l u l V

CĂDERI DE TENSIUNE

Calculul liniilor de transport şi al reţelelor de distribuţie urmăreşte mai multe probleme:

- determinarea căderilor de tensiune,
- verificarea încălzirii,
- siguranţa mecanică,
- efectele curenţilor de scurtcircuit,
- stabilitatea statică şi dinamică a sistemului,
- economicitatea soluţiei etc.

In multe cazuri însă se ştie de la început, că unele criterii de calcul sînt satisfăcute. Astfel, la linii aeriene de transport nu este necesar să se verifice secţiunea la încălzire în regim normal. La un racord scurt, adesea nu se pune problema determinării căderilor de tensiune, fiind însă esenţială alegerea unei secţiuni suficient de mari din punctul de vedere al încălzirii în regim normal şi de scurtcircuit. S-ar putea ca secţiunea economică să fie chiar mai mare decît aceasta şi atunci se va alege cea mai mare dintre secţiuni.

In general însă căderile de tensiune trebuie calculate, chiar dacă ele nu stau la baza alegerii secţiunii. Astfel, la o linie de transport cu transformatoare, căderea de tensiune se corectează, se reduce la o valoare suficient de mică sau se compensează complet, dacă se aleg potrivit rapoartele de transformare. De aceea, în curent alternativ, căderile de tensiune pot fi admise adesea mult mai mari decît în curent continuu, unde nu există posibilitate de compensare. Totuşi şi aici există o limită: la micşorarea sarcinii, căderea de tensiune se micşorează şi apare, dacă nu există un reglaj al raportului de transformare sub sarcină, o creştere de tensiune, peste cea normală, la consumator.

A. LINII LUNGI

Lungimea de undă a propagării fenomenelor electromagnetice este

$$\lambda = \frac{v}{f}, \qquad (V.1)$$

deoarece într-o secundă f unde, de lungime λ fiecare, deci de lungime totală $f\lambda$, parcurg o distanţă v. La linii v=300 000 km/s. Prin urmare la f = 50 Hz, se obţine

$$\lambda = \frac{300\,000}{50} = 6\,000 \text{ km}.$$

Un sfert de undă este de 1 500 km. La frecvenţe mai ridicate, λ se micşorează invers proporţional cu frecvenţa. Se consideră lungă o linie de lungime mai mare de (300...400) km şi foarte lungă dacă se apropie de 1 500 km, lungimea sfertului de undă. Justificarea va rezulta din dezvoltările următoare.

Fenomenele de propagare a undelor electromagnetice pe linii lungi se studiază cu ajutorul ecuaţiilor telegrafiştilor; relaţiile (VI.22'), (VI.23') şi (VI.24) prezentate în capitolul VI. În ele apar derivate parţiale în raport cu x şi t. La fenomene de curent alternativ sinusoidal se poate însă lucra cu mărimi complexe

$$\bar{U}_{ft} = \bar{U}_f e^{j\omega t} \quad \text{şi} \quad \bar{I}_t = \bar{I}\, e^{j\omega t},$$

unde $\bar{U}_f$ (tensiune de fază) şi $\bar{I}$ sînt funcţii de x, astfel încît

$$\frac{\partial \bar{U}_{ft}}{\partial t} = j\omega \bar{U}_f e^{j\omega t}, \quad \frac{\partial \bar{U}_{ft}}{\partial x} = \frac{d\bar{U}_f}{dx} e^{j\omega t}, \qquad (V.2)$$

$$\frac{\partial \bar{I}_t}{\partial t} = j\omega I\, e^{j\omega t}, \quad \frac{\partial \bar{I}_t}{\partial x} = \frac{d\bar{I}}{dx} e^{j\omega t}. \qquad (V.3)$$

Aşadar, derivate parţiale nu mai apar, iar ecuaţiile prezentate în capitolul VI devin

$$\begin{aligned} -\frac{d\bar{U}_f}{dx} &= j\omega L_{(o)} \bar{I}, \\ -\frac{d\bar{I}}{dx} &= j\omega C_{(o)} \bar{U}_f, \end{aligned} \qquad (V.4)$$

$$\frac{d^2\bar{U}_f}{dx^2} = (j\omega L_{(o)})(j\omega C_{(o)})\bar{U}_f = -X_{(o)}B_{(o)}\bar{U}_f \,. \qquad (V.5)$$

In acest capitol vom da o demonstraţie directă, imediată, a ecuaţiilor telegrafiştilor pentru curent alternativ, considerînd şi rezistenţa şi conductanţa liniei şi adoptînd un alt sens pozitiv pentru x, şi anume de la sfîrşitul spre începutul liniei (fig. V.1), contrar cu sensul pozitiv pentru $\bar{I}$. Acest lucru este convenabil ulterior, pentru că la sfîrşitul liniei x = 0 şi nu finit, ceea ce simplifică calculele.

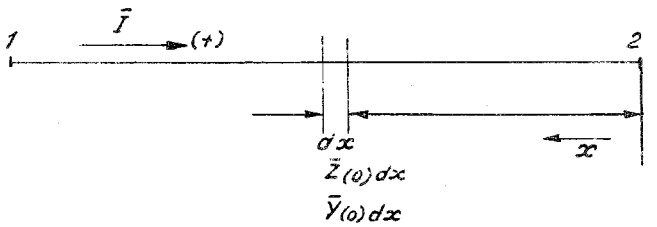


Fig. V.1. Schemă de calcul pentru linia lungă.

In figura V.1 apare impedanţa şi admitanţa pe unitate de lungime:

$$\bar{Z}_{(o)} = R_{(o)} + jX_{(o)} \,. \qquad (V.6)$$
$$\bar{Y}_{(o)} = G_{(o)} + jB_{(o)} \,.$$

Căderea de tensiune pe porţiunea dx va fi

$$d\bar{U}_f = \bar{Z}_{(o)}dx.\bar{I}, \qquad (V.7)$$

iar curentul derivat

$$d\bar{I} = \bar{Y}_{(o)}dx.\bar{U}_f \,. \qquad (V.8)$$

Rezultă

$$\frac{d\bar{U}_f}{dx} = \bar{Z}_{(o)}\bar{I}, \qquad (V.7')$$

$$\frac{d\bar{I}}{dx} = \bar{Y}_{(o)}\bar{U}_f, \qquad (V.8')$$

relaţii care diferă de (V.4) numai prin semn, dacă în (V.6) se neglijează $R_{(o)}$ şi $G_{(o)}$.

Din (7') şi (8') se obţine

$$\frac{d^2\bar{U}_f}{dx^2} = \bar{Z}_{(o)}\,\bar{Y}_{(o)}\,\bar{U}_f\,, \qquad (V.9)$$

$$\frac{d^2\bar{I}}{dx^2} = \bar{Z}_{(o)}\,\bar{Y}_{(o)}\,\bar{I}. \qquad (V.1o)$$

O funcţie de forma: $const.e^{\sqrt{\ }.x}$, sau $const.e^{-\sqrt{\ }.x}$ sau $const.ch(\sqrt{\ }.x)$, sau $const.sh(\sqrt{\ }.x)$ satisface relaţia (V.9)sau (V.1o) ($\sqrt{\ } = \sqrt{\bar{Z}_{(o)}\,\bar{Y}_{(o)}}$). Vom da preferinţă funcţiilor hiperbolice, deoarece la $x = o$ ele iau valoarea 1, respectiv O. Prin urmare, soluţia va fi

$$\bar{U}_f = \bar{a}\ ch\ (\sqrt{\ }.x) + \bar{b}\ sh(\sqrt{\ }.x)\,, \qquad (V.11)$$

$$\bar{I} = \bar{c}\ ch\ (\sqrt{\ }.x) + \bar{d}\ sh\ (\sqrt{\ }.x)\,.$$

La $x = o$, avem $\bar{U}_f = \bar{U}_{2f}$ şi $\bar{I} = \bar{I}_2$. Rezultă, prin înlocuire în (V.11)

$$\bar{a} = \bar{U}_2, \quad \bar{c} = \bar{I}_2$$

şi deci

$$\bar{U}_f = \bar{U}_{2f}\ ch\ (\sqrt{\ }.x) + \bar{b}\ sh(\sqrt{\ }.x) \qquad (V.12)$$

$$\bar{I} = \bar{I}_2\ ch\ (\sqrt{\ }.x) + \bar{d}\ sh\ (\sqrt{\ }.x)\,. \qquad (V.13)$$

Din (V.7') şi (V.12)

$$I = \frac{1}{\bar{Z}_{(o)}} \cdot \frac{d\bar{U}_f}{dx} = \frac{1}{\sqrt{\dfrac{\bar{Z}_{(o)}}{\bar{Y}_{(o)}}}} \left[\bar{U}_{2f}\ sh\ (\sqrt{\ }.x) + \bar{b}\ ch(\sqrt{\ }.x)\right], \qquad (V.14)$$

iar din (V.8') şi (V.13)

$$\bar{U}_f = \frac{1}{\bar{Y}_{(o)}} \cdot \frac{d\,\bar{I}}{dx} = \sqrt{\frac{\bar{Z}_{(o)}}{\bar{Y}_{(o)}}} \left[\bar{I}_2\ sh(\sqrt{\ }.x) + \bar{d}\ ch(\sqrt{\ }.x)\right]. \qquad (V.15)$$

Punînd şi în (V.14) şi (V.15) $x = 0$, $\bar{U}_f = \bar{U}_{2f}$ şi $\bar{I} = \bar{I}_2$, se obţine

$$\bar{b} = \bar{I}_2 \sqrt{\frac{\bar{Z}_{(o)}}{\bar{Y}_o}}\,, \quad \bar{d} = \frac{\bar{U}_{2_f}}{\sqrt{\dfrac{\bar{Z}_{(o)}}{\bar{Y}_{(o)}}}}\,.$$

Inlocuind aceste valori în (V.12) şi notînd

$$\overline{z} = \sqrt{\frac{\overline{Z}_{(o)}}{\overline{Y}_{(o)}}} , \qquad (V.16)$$

se obţine

$$\overline{U}_f = \overline{U}_{2f} ch(\sqrt{\ } . x) + \overline{I}_2 \, \overline{z} \, sh(\sqrt{\ } . x) , \qquad (V.17)$$

$$\overline{I} = \overline{I}_2 \, ch(\sqrt{\ } . x) + \frac{\overline{U}_{2f}}{\overline{z}} \, sh(\sqrt{\ } . x) . \qquad (V.18)$$

Se vede că z are caracter de impedanţă. Ea este impedanţa de undă, iar dacă în (V.6) se neglijează $R_{(o)}$ şi $G_{(o)}$ se obţine

$$\overline{z} = z = \sqrt{\frac{L_{(o)}}{C_{(o)}}} . \qquad (V.19)$$

Se găseşte: $z \cong 27o...42o\ \Omega$ (vezi capitolul VI, relaţia VI.31).

La începutul liniei $x = \ell$, $\overline{U}_f = \overline{U}_{1f}$, $\overline{I} = \overline{I}_1$. Rezultă, cu notaţiile

$$\overline{Z} = \overline{Z}_{(o)} \ell , \qquad (V.20)$$
$$\overline{Y} = \overline{Y}_{(o)} \ell ,$$

relaţiile

$$\overline{U}_{1f} = \overline{U}_{2f} \, ch\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} + \overline{I}_2 \, \overline{z} \, sh\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} , \qquad (V.21)$$

$$\overline{I}_1 = \overline{I}_2 \, ch\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} + \frac{\overline{U}_{2f}}{\overline{z}} \, sh\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} \qquad (V.22)$$

sau

$$\overline{U}_{1f} = \overline{A}\,\overline{U}_{2f} + \overline{B}\,\overline{I}_2 , \qquad (V.23)$$

$$\overline{I}_1 = \overline{C}\,\overline{U}_{2f} + \overline{D}\,\overline{I}_2 , \qquad (V.24)$$

unde

$$\overline{A} = ch\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} , \qquad (V.25)$$

$$\overline{B} = \sqrt{\frac{\overline{Z}}{\overline{Y}}} \, sh\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} , \qquad (V.26)$$

$$\overline{C} = \sqrt{\frac{\overline{Y}}{\overline{Z}}} \, sh\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} , \qquad (V.27)$$

$$\overline{D} = ch\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} . \qquad (V.28)$$

Dacă se neglijează $R_{(o)}$ şi $G_{(o)}$ în (V.6), se obţine ţinînd seamă de (V.1) şi de relaţia (VI.25) din capitolul VI

$$\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}} = \sqrt{j\omega L_{(o)} \cdot j\omega C_{(o)}} \cdot \ell = j\omega\sqrt{L_{(o)}\,C_{(o)}}\,\ell = \frac{j\,2\pi f}{v}\,\ell =$$

$$= j\,2\pi \cdot \frac{\ell}{\lambda} = j\,2\pi\,\ell^{*}. \qquad (V.29)$$

Cum λ este lungimea de undă (6 ooo km), ℓ^{*} exprimă lungimea relativă a liniei, măsurată în lungimi de undă. De exemplu o linie de 75o km are lungimea relativă $\ell^{*} = \frac{75o}{6\ ooo} = \frac{1}{8}$ (= jumătate din sfertul de undă).

Inlocuind în (V.21) şi (V.22) expresiile (V.19) şi (V.29), se obţine

$$\bar{U}_{1f} = \bar{U}_{2f} \cos 2\pi\ell^{*} + j\,\bar{I}_2\,z \sin 2\pi\ell^{*}, \qquad (V.21')$$

$$\bar{I}_1 = \bar{I}_2 \cos 2\pi\ell^{*} + j\,\frac{\bar{U}_{2f}}{z} \sin 2\pi\ell^{*}. \qquad (V.22')$$

1. <u>Regimuri particulare</u>. Dacă la sfîrşitul liniei se conectează o impedanţă $\bar{Z}_2$ egală cu impedanţa de undă $\bar{z}$

$$\bar{Z}_2 = \bar{z}\ ,$$

se zice, că linia debitează şi transportă puterea naturală. Avem atunci

$$\bar{U}_{2f} = \bar{I}_2\bar{Z}_2 = \bar{I}_2\,\bar{z} = \bar{I}_2\,\bar{z} \qquad (V.3o)$$

şi deci puterea naturală

$$P_n = 3\,\bar{U}_{2f}\,\bar{I}_2 = \frac{3\,\bar{U}_{2f}^2}{\bar{z}} = \frac{\bar{U}_2^2}{\bar{z}}\ . \qquad (V.31)$$

Cum z = 27o ... 42o Ω se obţine

U_n[kV]	10	35	110	220	330	400	500
P_n[MW] (cu aproximaţie)	0,2	3	30	120	300	600	1000

In regim de putere naturală este deci satisfăcută relaţia (V.3o). Prin urmare relaţiile (V.21), (V.22) sau (V.21'), (V.22'), care corespund liniei fără pierderi, devin:

$$\bar{U}_{1f} = \bar{U}_{2f}\,(\mathrm{ch}\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}} + \mathrm{sh}\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}}) = \bar{U}_{2f}\,e^{\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}}} \cong \bar{U}_{2f}\,e^{j2\pi\ell^{*}},$$

$$\bar{I}_1 = \bar{I}_2\,(\mathrm{ch}\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}} + \mathrm{sh}\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}}) = \bar{I}_2\,e^{\sqrt{\bar{Z}\,\bar{Y}}} \cong \bar{I}_2 e^{j2\pi\ell^{*}}\ . \qquad (V.32)$$

Rezultă

$$\frac{\bar{U}_{1f}}{\bar{I}_1} = \frac{\bar{U}_{2f}}{\bar{I}_2} = \bar{Z}_2 = \bar{z} \cong z \ . \qquad (V.33)$$

Relaţia (V.33) ne arată, că în regim de putere naturală impedanţa de intrare în linie este aceeaşi ca la consumator, adică tot impedanţa de undă; defazajul dintre curent şi tensiune şi raportul lor este deci acelaşi la începutul liniei ca la sfîrşitul lui şi de asemenea acelaşi în orice punct al liniei; impedanţa $\bar{Z}_2 = \bar{z}$ alimentată prin linie este percepută de sursa care debitează linia, ca şi cum ea ar fi conectată direct la sursă; curentul şi tensiunea se defazează cu acelaşi unghi în lungul liniei (fig. V.2).

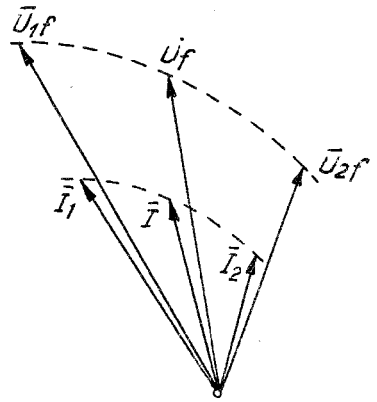


Fig.V.2. Diagrama vectorială în regim de putere naturală.

In cazul particular al liniei fără pierderi, care aproximează bine realitatea, la putere naturală curentul şi tensiunea sînt şi se păstrează în fază în tot lungul liniei ($\cos\varphi = 1$). Ei se defazează cu unghiul $2\pi\ell^*$, însă nu îşi schimbă valoarea ($U_{1f} = U_{2f}$, $I_1 = I_2$), astfel că pe linie nu apar căderi sau creşteri de tensiune. Acest lucru este firesc, pentru că curentul capacitiv produce numai defazarea curentului activ fără să-i schimbe valoarea, iar căderea de tensiune pe o inductivitate pură defazează tensiunea, dar nu îi modifică valoarea efectivă. Figura V.3 reprezintă diagrama vectorială pentru o linie de 750 km ($2\pi\ell^* = 2\pi\frac{1}{8} = \frac{\pi}{4} \rightarrow 45^\circ$), presupusă fără pierderi şi încărcată cu putere naturală, la 50 Hz.

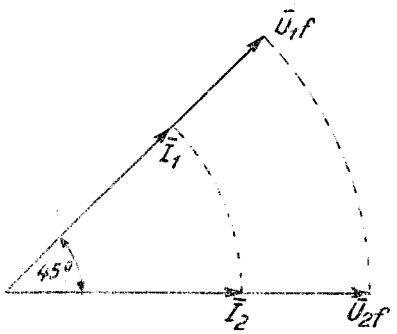


Fig.V.3. Linie de 750 km, fără pierderi, în regim de putere naturală (f=50 Hz).

Vom considera acum două regimuri extreme: cel de mers în gol, cînd

$$\bar{I}_2 = 0 \qquad (V.34)$$

şi regimul de scurtcircuit la sfîrşitul liniei, cînd

$$\overline{U}_{2f} = o \ . \qquad (V.35)$$

Considerăm linia fără pierderi, deci relaţiile (V.21')şi (V.22').

La mers în gol se obţine, ţinînd seama de (V.34)

$$\overline{U}_{1f} = \overline{U}_{2f} \cos 2\pi \ell^* \ ,$$
$$\overline{I}_1 = j \frac{\overline{U}_{2f}}{z} \sin 2\pi \ell^* . \qquad (V.36)$$

Prin urmare tensiunea variază cosinusoidal în lungul liniei , fiind maximă la sfîrşitul ei şi menţinîndu-se în aceeaşi fază. Curentul variază sinusoidal, fiind zero la capătul deschis şi este defazat înainte cu 90^o faţă de tensiune, fiind un curent capacitiv de încărcare a liniei (fig. V.4). Se observă deci, că în gol apare efectul de creştere a tensiunii (efect Ferranti), datorită curenţilor capacitivi. Din prima relaţie (V.36), avem

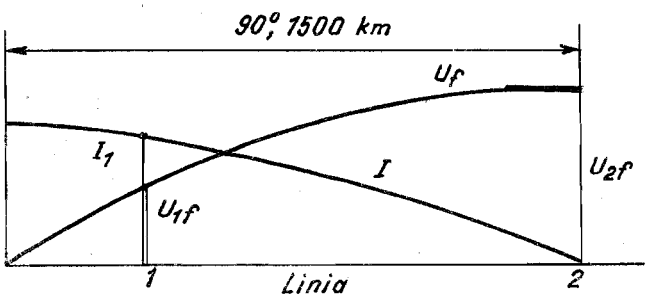


Fig. V.4. Variaţia tensiunii şi a curentului în lungul unei linii în gol.

$$U_{2f} = \frac{U_{1f}}{\cos 2\pi \ell^*} \ .$$

La un sfert de undă $\ell^* = \frac{1}{4}$, $\cos 2\pi \ell^* = 0$ şi deci U_{2f} tinde spre infinit. La ℓ = 1 ooo km, $2\pi \ell^* = 60^o$, iar tensiunea la sfîrşitul liniei devine dublul tensiunii de la început. Efectul Ferranti este însă periculos chiar la lungimi mult mai mici.

La lungimi relativ mici ale liniei, cosinusoida din figura V.4 se aproximează cu un arc de parabolă. Intr-adevăr

$$\cos 2\pi \ell^* = 1 - \frac{(2\pi \ell^*)^2}{2!} + \ldots \qquad (V.37)$$

Creşterea relativă a tensiunii în gol va fi

$$\frac{\Delta U_f}{U_{1f}} \cong \frac{\Delta U_f}{U_{2f}} = \frac{U_{2f} - U_{1f}}{U_{2f}} = 1 - \cos 2\pi \ell^* \cong \frac{(2\pi \ell^*)^2}{2}. \qquad (V.38)$$

Ea este deci proporţională cu pătratul lungimii şi nu depinde de alte mărimi (la frecvenţă dată). Fie de exemplu $\ell = 150$ km. Rezultă $\ell^* = \frac{150}{6\,000} = \frac{1}{40}$, $2\pi \ell^* = \frac{2\pi}{40} = 0{,}157$, $\frac{(2\pi \ell^*)^2}{2} = 0{,}0125$. Creşterea de tensiune la $\ell = 150$ km va fi deci de 1,25%. La lungime dublă ($\ell = 300$ km), creşterea va fi însă de aproximativ 5% (de 4 ori mai mare).

Din relaţia (V.38) rezultă, ţinînd seama de (V.29)

$$\Delta U_f = \frac{(2\pi \ell^*)^2}{2} U_{2f} = \frac{\omega L \cdot \omega C}{2} U_{2f} = \omega L \cdot \frac{I_c}{2}, \qquad (V.39)$$

unde

$$\frac{I_c}{2} = \frac{\omega C}{2} U_{2f} \qquad (V.40)$$

reprezintă jumătate din curentul capacitiv I_c de încărcare a liniei, conform schemei din figura V.5, în care capacitatea liniei a fost considerată concentrată în părţi egale la cele două capete ale liniei. De altfel I_c din (V.40) rezultă direct din a doua relaţie (V.36) prin dezvoltare în serie. Proporţionalitatea lui ΔU_f cu pătratul lungimii liniei se explică deci prin aceea, că atît reactanţa ωL pe care se produce creşterea de tensiune, cît şi curentul capacitiv $\frac{\omega C U_{2f}}{2}$ sînt proporţionali cu lungimea liniei.

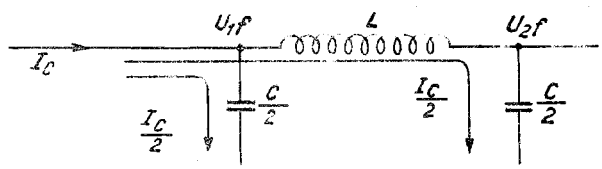


Fig. V.5. Efectul Ferranti la o linie scurtă.

In regim de scurtcircuit (relaţia V.35) se obţine, din (V.21') şi (V.22')

$$\begin{aligned} \bar{U}_{1f} &= j \bar{I}_2 z \sin 2\pi \ell^*, \\ \bar{I}_1 &= \bar{I}_2 \cos 2\pi \ell^*. \end{aligned} \qquad (V.41)$$

Tensiunea $\bar{U}_{1f}$ acoperă căderea pe inductivitatea liniei, ea este deci defazată înainte cu 90^{o} faţă de curent. Ea creşte sinusoidal înspre începutul liniei. Curentul $\bar{I}_1$ este compus din curentul inductiv de scurtcircuit $\bar{I}_2$ şi un curent capacitiv $\bar{I}_c = \bar{I}_1 - \bar{I}_2$, astfel că $\bar{I}_1 = \bar{I}_2 + \bar{I}_c$. Curentul capacitiv variază în apropierea sfîrşitului liniei, pe cîteva sute de km, aproximativ proporţional cu pătratul distanţei

$$\bar{I}_c = \bar{I}_1 - \bar{I}_2 = -\bar{I}_2(1 - \cos 2\pi \ell^*) \cong -\frac{(2\pi \ell^*)^2}{2}\bar{I}_2. \qquad (V.42)$$

Tinînd seama de (V.29), relaţia (V.42) se poate pune sub forma

$$\bar{I}_c = \frac{j\omega C}{2} \cdot j\omega L \bar{I}_2 . \qquad (V.43)$$

Ea ne arată, că I_c se obţine, corespunzător schemei echivalente din figura V.5, scurtcircuitate la capătul din dreapta, datorită tensiunii $\bar{U}_{1f} = j\omega L \bar{I}_2$ care acoperă căderea de tensiune a curentului de scurtcircuit $\bar{I}_2$ pe reactanţa ωL. De altfel, tensiunea de scurtcircuit $\bar{U}_{1f}$ rezultă direct din prima relaţie (V.41), prin dezvoltare în serie ($\sin x = x - \frac{x^3}{3!} + \frac{x^5}{5!} - \ldots \cong x$)

$$\bar{U}_{1f} = j\bar{I}_2\sqrt{\frac{L}{C}}(2\pi \ell^*) = j\bar{I}_2\sqrt{\frac{L}{C}} \cdot \omega\sqrt{LC} = j\omega L \bar{I}_2. \qquad (V.44)$$

Dacă linia este lungă, curentul capacitiv este mare şi $\bar{I}_1$ devine mic. La $\ell \cong 1\,500$ km avem rezonanţă

$$\bar{I}_1 = \bar{I}_2 \cos 2\pi \ell^* \cong 0.$$

Am constatat în cazurile prezentate, că

- în regim de scurtcircuit: $U_{1f} > U_{2f} = 0$, $I_1 < I_2$,
- la putere naturală ($I_2 = \frac{P_n}{\sqrt{3}\,U_2}$): $U_{1f} = U_{2f}$, $I_1 = I_2$,
- la mers în gol: $U_{1f} < U_{2f}$, $I_1 > I_2 = 0$.

În general la o putere diferită de cea naturală $U_{1f} \neq U_{2f}$, $I_1 \neq I_2$. O mărire a curentului I_2 faţă de valoarea

$I_2 = \frac{P_n}{\sqrt{3}\, U_2}$ (curent activ) produce căderi de tensiune pe linie, mai ales dacă curentul este inductiv. Un curent capacitiv suplimentar produce creşterea tensiunii pe linie, respectiv micşorarea căderii de tensiune. Cum în general liniile se exploatează cu un factor de putere (cos φ) inductiv, puterea la care $U_{1f} = U_{2f}$ este sub cea naturală.

2. Schema echivalentă (reducerea la o linie scurtă). Ne propunem să înlocuim linia lungă printr-o schemă echivalentă, un cuadripol în Π (sau triunghi)(fig.V.6). Linia fiind simetrică şi cuadripolul este simetric, şi este deci determinat numai de doi parametri: $\bar{Z}'$ şi $\bar{Y}'$ (independenţi între ei).

Presupunînd date mărimile $\bar{U}_{2f}$ şi $\bar{I}_2$ calculăm pe $\bar{U}_{1f}$ şi $\bar{I}_1$

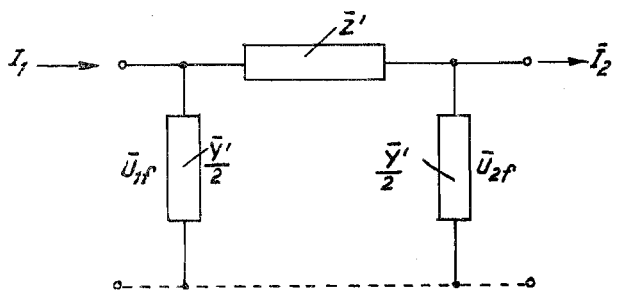


Fig.V.6. Schema echivalentă în Π .

$$\bar{U}_{1f} = \bar{U}_{2f} + (\bar{I}_2 + \bar{U}_{2f}\frac{\bar{Y}'}{2})\bar{Z}' =$$

$$= (1 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2})\bar{U}_{2f} + \bar{Z}'\bar{I}_2 ,$$

$$\bar{I}_1 = \bar{I}_2 + \bar{U}_{2f}\frac{\bar{Y}'}{2} + \bar{U}_{1f}\frac{\bar{Y}'}{2} = \frac{\bar{Y}'}{2}(2 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2})\bar{U}_{2f} + (1 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2})\bar{I}_2 . \quad (V.45)$$

Comparînd aceste relaţii cu expresiile generale (V.23) şi (V.24) se obţine

$$\bar{A} = 1 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2} , \quad (V.46)$$

$$\bar{B} = \bar{Z}' , \quad (V.47)$$

$$\bar{C} = \frac{\bar{Y}'}{2}(2 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2}) , \quad (V.48)$$

$$\bar{D} = 1 + \frac{\bar{Z}'\bar{Y}'}{2} . \quad (V.49)$$

Cum $\bar{A}$, $\bar{B}$, $\bar{C}$ şi $\bar{D}$ din (V.46)...(V.49) sau (V.25)...(V.28) se exprimă în funcţie de numai 2 parametri, între cele 4 mărimi trebuie să existe două relaţii de legătură. Acestea, după cum uşor se poate verifica, sînt :

$$\bar{A}\,\bar{D} - \bar{B}\,\bar{C} = 1 \quad (V.50)$$

şi

$$\overline{A} = \overline{D} \,. \qquad (V.51)$$

Prima este în general valabilă la cuadripoli pasivi şi arată că aceştia au numai trei parametri independenţi, deci se pot pune sub forma în Π sau T. A doua relaţie indică simetria cuadripolului, respectiv a liniei.

Pentru a determina pe $\overline{Z}'$ şi $\overline{Y}'$ vom compara deci două din relaţiile (V.46)...(V.49) cu cele două corespunzătoare din (V.25)...(V.28). Din (V.47) şi (V.26) se obţine

$$\overline{Z}' = \sqrt{\frac{\overline{Z}}{\overline{Y}}}\ \mathrm{sh}\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}}\ , \qquad (V.52)$$

iar din (V.46) şi (V.25)

$$\overline{Y}' = \frac{2}{\overline{Z}'}\,(\mathrm{ch}\sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}} - 1). \qquad (V.53)$$

Stim că, la $x \ll 1$

$$\mathrm{sh}\ x = x + \frac{x^3}{3!} + \ldots \cong x\left(1 + \frac{x^2}{6}\right)\ ,$$
$$\mathrm{ch}\ x - 1 = \frac{x^2}{2!} + \frac{x^4}{4!} + \ldots \cong \frac{x^2}{2}\left(1 + \frac{x^2}{12}\right).$$

Prin urmare

$$\overline{Z}' = \sqrt{\frac{\overline{Z}}{\overline{Y}}} \cdot \sqrt{\overline{Z}\,\overline{Y}}\left(1 + \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{6}\right) = \overline{Z}\left(1 + \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{6}\right) = \overline{k}_Z \cdot \overline{Z}, \qquad (V.54)$$

$$\overline{Y}' = \frac{2}{\overline{Z}\left(1 + \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{6}\right)} \cdot \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{2}\left(1 + \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{12}\right) = \overline{Y}\left(1 - \frac{\overline{Z}\overline{Y}}{12}\right) = \overline{k}_Y\,\overline{Y}\ . \qquad (V.55)$$

Parametrii $\overline{Z}'$, $\overline{Y}'$ ai schemei echivalente se obţin deci din parametrii concentraţi $\overline{Z}$, $\overline{Y}$ ai liniei, prin înmulţirea lor cu coeficienţii de corecţie

$$\overline{k}_Z = 1 + \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{6}\ ,$$
$$\overline{k}_Y = 1 - \frac{\overline{Z}\,\overline{Y}}{12}\ . \qquad (V.56)$$

De cele mai multe ori conductanţa liniei G este neglijabilă. Prin urmare

$$\overline{Z} = R + j\,X\ ,$$
$$\overline{Y} = j\,B. \qquad (V.57)$$

În schema echivalentă

$$\overline{Z}' = R' + j X', \qquad \overline{Y}' = G' + j B'. \tag{V.58}$$

Inlocuind aceste expresii în (V.54) şi (V.55) se obţine

$$R' + jX' = (R + jX)(1 + \frac{(R+jX)jB}{6}) ,$$

$$G' + jB' = j B (1 - \frac{(R+jX)jB}{12}) .$$

Separăm partea reală şi cea imaginară

$$\begin{aligned} R' &= R (1 - \frac{XB}{3}) = k_R R , \\ X' &= X (1 - \frac{XB}{6} + \frac{R^2B}{6x}) = k_X X , \\ B' &= B (1 + \frac{XB}{12}) = k_B B, \\ G' &= \frac{RB^2}{12} \; (= B . \frac{RB}{12} \ll B). \end{aligned} \tag{V.59}$$

Coeficienţii de corecţie sînt

$$\begin{aligned} k_R &= 1 - \frac{XB}{3} , \\ k_X &= 1 - \frac{XB}{6} + \frac{R^2B}{6X} , \\ k_B &= 1 + \frac{XB}{12} . \end{aligned} \tag{V.60}$$

În expresia lor apare produsul (vezi relaţia V.29)

$$XB = (2\pi \ell^*)^2 . \tag{V.61}$$

Produsul $\frac{R^2B}{X}$ este mai mic decît XB, deoarece

$$\frac{R^2B}{X} = X B . \frac{R^2}{X^2} ,$$

iar

$$R < X .$$

De aceea cel mai mare termen lîngă 1 este

$$\frac{XB}{3} = \frac{(2\pi \ell^*)^2}{3} . \tag{V.62}$$

Fie $\ell = 300$ km, deci $\ell^* = \frac{300}{6\,000} = \frac{1}{20}$, $2\pi\ell^* = 0{,}314$, $\frac{(2\pi\ell^*)^2}{3} = 0{,}033$. Prin urmare în acest caz $k_R = 0{,}967$, $k_X = 0{,}984$, $k_B = 1{,}008$ şi se pot înlocui cu unitatea. Cu alte cuvinte

$$\bar{Z}' = \bar{Z}$$
$$\bar{Y}' = \bar{Y} ,$$

adică pentru linii avînd $\ell < 300$ km impedanţa şi admitanţa liniei se pot concentra fără nici o corecţie. Asemenea linii se numesc linii scurte.

Schema din figura V.5 corespunde schemei echivalente din figura V.6, pentru cazul liniei scurte, cu rezistenţă neglijabilă.

La lungimi mai mari se vor calcula coeficienţii de corecţie, folosind relaţiile (V.60) şi (V.61). Dacă nu mai este satisfăcută relaţia $\frac{XB}{3} \ll 1$ (la $\ell > 600 \ldots 700$ km) parametrii schemei echivalente se vor calcula direct din (V.52)şi(V.53).

Linia lungă se poate deci echivala cu o linie scurtă, avînd impedanţa longitudinală totală Z' şi admitanţa transversală totală Y'.

Cu cît linia este mai lungă cu atît impedanţa longitudinală şi admitanţa transversală sînt mai mari. Acestea se pot însă modifica prin "compensare" cu scopul de a scurta din punct de vedere electric linia. Compensarea liniei lungi se poate efectua prin intercalarea unor capacităţi longitudinale în serie cu linia, avînd reactanţa pînă la circa 40% din reactanţa inductivă longitudinală, sau prin instalarea unor bobine la capetele liniei pentru compensarea curentului capacitiv. Condensatoarele intercalate în serie micşorează reactanţa rezultantă: $X = X_L - X_C$, deci măresc curentul de scurtcircuit ca o consecinţă a scurtării liniei. Inductivitatea instalată la capătul liniei micşorează curentul capacitiv şi fiind micşorată şi reactanţa longitudinală, efectul Ferranti se reduce. Reactanţa capacitivă longitudinală X_C nu poate fi aleasă însă de o valoare apropiată de cea inductivă X_L şi concentrată într-un singur loc, deoarece la scurtcircuit ar apare o rezonanţă de tensiune care ar produce străpungerea condensatoarelor. Pentru protecţie se pot pune eclatoare în paralel cu condensatoarele. La străpungerea spaţiului disruptiv, condensatorul este scurtcircuitat şi fenomenul de rezonanţă dispare.

In relaţiile (V.52) şi (V.53), $\bar{Z}$ şi $\bar{Y}$ depind de frecvenţă. Prin urmare la diferite frecvenţe rezultă valori diferite pentru $\bar{Z}'$ şi $\bar{Y}'$, adică o schemă echivalentă nu este valabilă decît pentru o anumită frecvenţă.

La un fenomen nesinusoidal există posibilitatea de a-l descompune într-un şir de componente sinusoidale. Cu cît armonicile considerate sînt mai numeroase, deci cu cît frecvenţa cea mai înaltă este mai mare, cu atît reproducerea este mai exactă. Pentru reproducerea corectă a fenomenului, linia trebuie descompusă într-un lanţ de linii scurte, scurte chiar pentru frecvenţa cea mai înaltă. De exemplu, pentru a studia fenomene nesinusoidale pe o linie de 1 000 km, admiţînd că armonica cea mai înaltă este de 1 500 Hz (=30.50 Hz), linia se va împărţi în linii scurte, de $\frac{300}{30}$ = 10 km fiecare. Astfel, linia de 1 000 km se va reproduce prin 100 elemente construite după schema din figura V.6. Rezultă instalaţia de încercare din figura V.7.

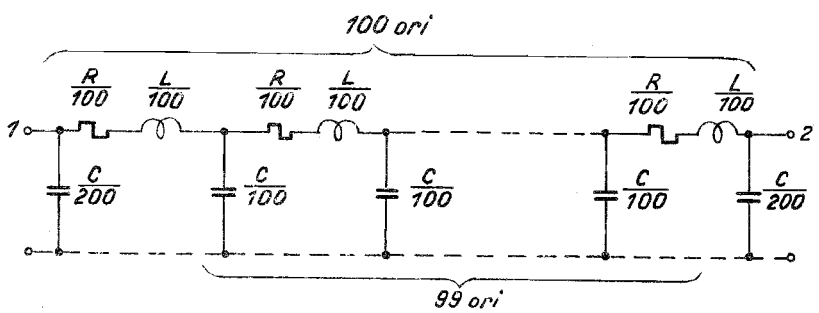


Fig. V.7. Modelul liniei de 1 000 km, pentru fenomene pînă la 1 500 Hz.

B. LINII SCURTE

S-a văzut că la lungimi sub 300 km, linia poate fi considerată ca fiind formată dintr-o impedanţă longitudinală, capacitatea liniei fiind considerată concentrată în două părţi egale la cele două capete ale liniei. La ℓ = 300 km, curentul capacitiv produce o creştere de tensiune de 5%. La linii de tensiune mijlocie, creşterea tensiunii fiind proporţională cu pătratul lungimii, ea devine neglijabilă şi de aceea capacitatea liniei se poate neglija. Astfel, la ℓ = 40 km, creşterea de tensiune este sub 0,1%.

In cele ce urmează, linia se va considera înlocuită printr-o simplă impedanţă.

1.<u>Căderi şi pierderi de tensiune pe o impedanţă</u>. Fie o impedanţă

$$\bar{Z} = R + j\,X,$$

parcursă de curentul

$$\bar{I} = I_a - jI_r.$$

Tensiunea de fază $\bar{U}_{2f}$ este îndreptată după axa reală (fig.V.8). Căderea de tensiune este

$$\Delta\bar{U}_f = \bar{I}\bar{Z} = (I_a - jI_r)(R + jX) =$$

$$= (I_aR + I_rX) + j(I_aX - I_rR) =$$

$$= \Delta U_f + j\,\delta U_f \quad ,(V.63)$$

unde

$$\Delta U_f = I_aR + I_rX \quad (V.64)$$

este componenta longitudinală (în fază cu $\bar{U}_{2f}$) a căderii de tensiune $\Delta\bar{U}_f$ (diferită de modulul acesteia $|\Delta\bar{U}_f|$), iar

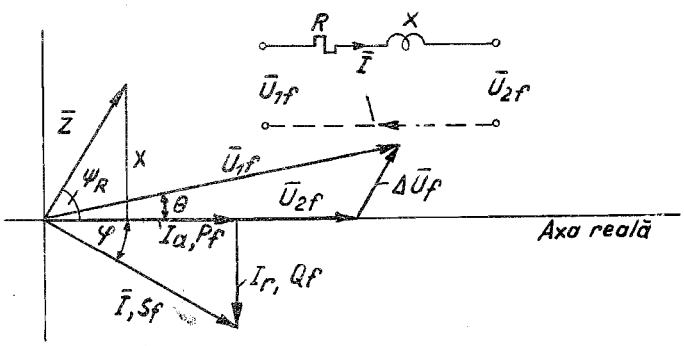


Fig. V.8. Impedanţă parcursă de curent.

$$\delta U_f = I_aX - I_rR \quad (V.65)$$

componenta transversală a căderii de tensiune (defazată înainte cu 90^0 faţă de $\bar{U}_{2f}$).

În practică este însă de interes nu căderea de tensiune $|\Delta\bar{U}_f|$, ci diferenţa aritmetică $U_{1f} - U_{2f}$, iar în limbajul tehnic curent (ca şi în cadrul acestui curs) se înţelege prin cădere de tensiune tocmai această diferenţă. Pentru a face deosebire faţă de

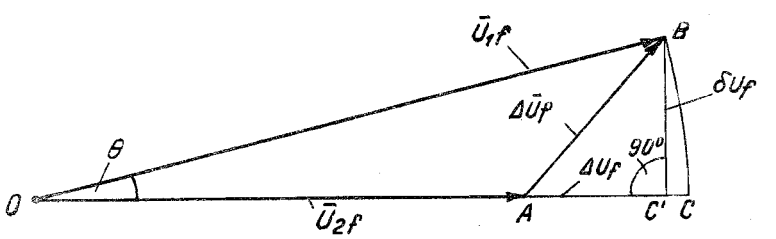


Fig. V.9. Căderi de tensiune şi pierderea de tensiune.

$|\Delta\bar{U}_f|$ diferenţa $U_{1f} - U_{2f}$ este denumită de mulţi autori "pierdere de tensiune".

In figura V.9 se reprezintă căderea de tensiune $\Delta\bar{U}_f(=AB)$, componentele sale: cea longitudinală $\Delta U_f(=AC')$ şi cea transversală $\delta U_f(=BC')$, precum şi pierderea de tensiune AC, ca diferenţa între $U_{1f}(=OB=OC)$ şi $U_{2f}(=OA)$. Se observă că pierderea de tensiune $U_{1f} - U_{2f}$ $(=AC)$ diferă numai puţin de componenta longitudinală a căderii de tensiune $\Delta U_f(=AC')$.

$$U_{1f} - U_{2f} \cong \Delta U_f = I_a R + I_r X. \qquad (V.66)$$

Eroarea care se comite prin aplicarea relaţiei (V.66) este

$$C'C = \sqrt{(U_{2f}+\Delta U_f)^2 + \delta U_f^2} - (U_{2f}+\Delta U_f) = (U_{2f}+\Delta U_f)\left[\sqrt{1+\left(\frac{\delta U_f}{U_{2f}+\Delta U_f}\right)^2} - 1\right] =$$

$$= (U_{2f}+\Delta U_f)\left[\sqrt{1+tg^2\theta} - 1\right] = (U_{2f}+\Delta U_f)\left[\left(1+\frac{tg^2\theta}{2}+\ldots\right) - 1\right] \cong$$

$$\cong (U_{2f}+\Delta U_f)\frac{tg^2\theta}{2}.$$

Prin urmare, eroarea relativă va fi

$$\frac{C'C}{U_{1f}} \cong \frac{C'C}{U_{2f}+\Delta U_f} \cong \frac{tg^2\theta}{2}. \qquad (V.67)$$

Fie de exemplu I = 0,1 kA, la $\cos\varphi = 0,8$, deci $I_a = 0,08$ kA, $I_r = 0,06$ kA; fie $U_{2f} = \frac{110}{\sqrt{3}} = 63,6$ kV, iar lungimea liniei de 50 km; $R = 10\,\Omega$, $X = 20\,\Omega$. Din (V.64) şi (V.65)

$$\Delta U_f = 0,08 \cdot 10 + 0,06 \cdot 20 = 2 \text{ kV},$$

$$\delta U_f = 0,08 \cdot 20 - 0,06 \cdot 10 = 1 \text{ kV}.$$

Prin urmare (relaţia V.66)

$$U_{1f} \cong 63,6 + 2 = 65,6 \text{ kV},$$

eroarea relativă fiind (relaţia V.67)

$$\frac{tg^2\theta}{2} = \frac{\left(\frac{1}{65,6}\right)^2}{2} \cong 0,0001 \; (= 0,01\%, \text{ circa } 13 \text{ V}),$$

deci cu totul neglijabilă.

Expresia (V.64) se poate pune sub forma

$$U_f = I_a R \left(1 + \frac{I_r}{I_a} \cdot \frac{X}{R}\right) = I_a R \left(1 + \operatorname{tg}\varphi \frac{X}{R}\right) . \qquad (V.68)$$

In curent continuu, căderea de tensiune este I R (= $I_a R$). Al doilea termen din paranteză reprezintă deci o corecţie faţă de cazul curentului continuu. Căderea de tensiune în curent alternativ este deci mai mare decît cea în curent continuu dacă

- se transportă şi puterea reactivă ($\operatorname{tg}\varphi \neq 0$),
- dacă reactanţa liniei X nu este neglijabilă.

În cazul sarcinii pur active (de exemplu iluminat incandescent) sau a liniilor cu cablu sau a liniilor aeriene cu distanţă mică între faze (X mic), căderea de tensiune se poate deci calcula ca în curent continuu.

În curent continuu, căderea relativă de tensiune este

$$\Delta U^* = \frac{\Delta U}{U_n} = \frac{I R}{U_n} ,$$

iar pierderea relativă de putere prin efect Joule-Lenz

$$\Delta P^* = \frac{\Delta P}{P} = \frac{I^2 R}{U_n I} = \frac{IR}{U_n} ,$$

prin urmare, căderea relativă de tensiune este egală cu pierderea relativă de putere.

În curent alternativ

$$\Delta U_f = I_a R + I_r X = I(R \cos\varphi + X \sin\varphi) . \qquad (V.69)$$

Rezultă

$$\Delta U^* = \frac{\Delta U_f}{U_{nf}} = \frac{IR}{U_{nf}} \left(\cos\varphi + \frac{X}{R} \sin\varphi\right)$$

şi

$$\Delta P^* = \frac{\Delta P_f}{S_f} = \frac{I^2 R}{U_{nf} I} = \frac{IR}{U_{nf}} .$$

Prin urmare

$$\frac{\Delta U^*}{\Delta P^*} = \cos\varphi + \frac{X}{R} \sin\varphi .$$

În general acest raport este mai mare decît unitatea. În cazul reţelelor din ţara noastră $\frac{X}{R} \cong 2$. La exemplul numeric considerat se obţine

$$\frac{\Delta U^*}{\Delta P^*} = 0{,}8 + 2 \cdot 0{,}6 = 2,$$

adică pierderea relativă de putere este numai jumătate din căderea relativă de tensiune. Si acesta este un motiv, pentru care la transportul şi distribuţia în curent alternativ se admit căderi de tensiune mai mari decît în curent continuu.

În foarte multe cazuri se preferă să se exprime căderile de tensiune prin puteri în loc de curenţi. Avem

$$P = \sqrt{3}\, U\, I_a ,$$

$$Q = \sqrt{3}\, U\, I_r ,$$

$$\Delta U_f = \frac{\Delta U}{\sqrt{3}} .$$

Căderea longitudinală (pierderea de tensiune) va fi deci

$$\Delta U = \sqrt{3}\, \Delta U_f = \sqrt{3}\, I_a R + \sqrt{3}\, I_r X = \frac{PR + QX}{U} , \qquad (V.70)$$

iar cea transversală

$$\delta U = \sqrt{3}\, \delta U_f = \sqrt{3}\, I_a X - \sqrt{3} I_r R = \frac{PX - QR}{U} . \qquad (V.71)$$

Pierderea de putere activă pe cele trei faze va fi

$$\Delta P = 3 \Delta P_f = 3\, I^2 R = 3\, (I_a^2 + I_r^2) R = \frac{P^2 + Q^2}{U^2} R , \qquad (V.72)$$

iar pierderea de putere reactivă, datorită căderii de tensiunea IX la trecerea prin X a curentului I

$$\Delta Q = 3\, I^2 X = \frac{P^2 + Q^2}{U^2} X . \qquad (V.73)$$

Relaţiile (V.70)...(V.73) se folosesc la calculele de proiectare. ΔU se adaugă la tensiunea între faze, ΔP la puterea totală activă P, iar ΔQ la puterea totală reactivă Q de la sfîrşitul liniei.

2. Cazul liniei de transport cu transformatoare. Considerăm schema din capitolul IV, figurile IV.33 şi IV.34 şi reproducem elementele transformatoarelor şi ale liniei (fig.V.1o).

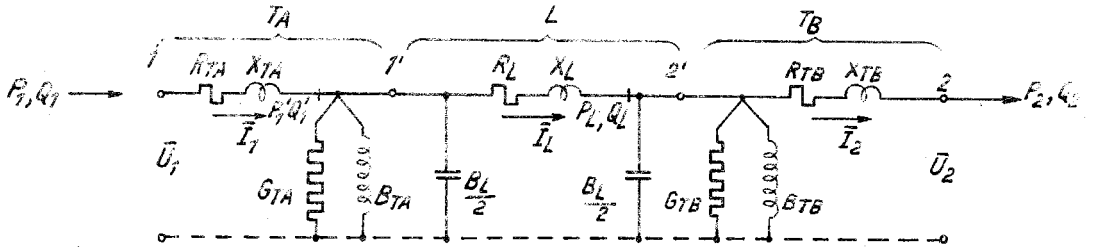


Fig. V.1o. Schema echivalentă de calcul pentru linia de transport cu transformatoare la cele două capete.

Se cunosc P_2, Q_2, U_2 (U_2 este tensiunea de la barele centralei din B, raportată la treapta de înaltă tensiune, folosind raportul de transformare al transformatorului, coborîtor de tensiune) din B şi se cere să se calculeze P_1, Q_1, U_1 (U_1 este tensiunea de la barele centralei în A, raportată la treapta de înaltă tensiune, folosind raportul de transformare al transformatorului din A, ridicător de tensiune).

Folosim relaţiile (V.7o)...(V.73), astfel:

1. Cu (V.7o) şi (V.71), P_2, Q_2, U_2, R_{TB} şi X_{TB} calculăm pe $U_2' \cong U_2 + \Delta U_B$ şi eventual şi pe δU_B (şi efectuăm corecţia lui U_2'). Apoi cu (V.72) şi (V.73) calculăm ΔP_B şi ΔQ_B la R_{TB}, respectiv X_{TB}.

2. Cu relaţia

$$Q_{fe} = I_g^* S_n \,, \qquad (V.74)$$

(în care Q_{fe} reprezintă puterea reactivă în gol, I_g^* curentul în gol în unităţi relative, iar S_n puterea nominală a transformatorului sau transformatoarelor din staţie) calculăm pe Q_{fe_B}, iar cu relaţia

$$\Delta Q_c = - U^2 \frac{BL}{2} \,, \qquad (V.75)$$

în care se introduce U_2', determinăm pe ΔQ_c (pentru sfîrşitul liniei). Apoi calculăm pe $P_L = P_2 + \Delta P_B + P_{fe_B}$ şi $Q_L = Q_2 + \Delta Q_B + Q_{fe_B} + \Delta Q_c$ (vezi fig.V.1o).

3. Cu (V.7o) şi (V.71), P_L, Q_L, U_2', R_L şi X_L calculăm pe $U_1' \cong U_2' + \Delta U_L$ şi eventual pe δU_L (şi efectuăm corecţia lui U_1'). Apoi cu (V.72) şi (V.73) calculăm pe ΔP_L şi ΔQ_L la R_L, respectiv X_L.

4. Cu (V.74), (V.75), tensiuneaU$_1'$ calculăm Q_{fe_A}şi ΔQ_c (pentru începutul liniei). Apoi calculăm pe $P_1' = P_L + \Delta P_L + P_{fe_A}$ şi $Q_1' = Q_L + \Delta Q_L + \Delta Q_c + Q_{fe_A}$ (vezi fig. V.lo).

5. Cu (V.7o) şi (V.71), P_1', Q_1', U_1', R_{TA} şi X_{TA} calculăm pe $U_1 \cong U_1' + \Delta U_A$ şi eventual şi pe δU_A (şi efectuăm corecţia lui U_1). Apoi cu (V.72) şi (V.73) calculăm pe ΔP_A şi ΔQ_A la R_{TA}, respectiv X_{TA}.Rezultă $P_1=P_1' + \Delta P_A$ şi $Q_1=Q_1' + \Delta Q_A$.

Randamentul transportului rezultă din raportul puterilor active, iar factorul de putere (cos φ) din relaţia

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{Q}{P} \qquad (V.76)$$

sau direct

$$\cos \varphi = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}} . \qquad (V.77)$$

3. <u>Diagrama liniei de transport</u>. Pentru simplificare neglijăm elementele transversale din figura V.lo. Atunci, între cele două capete apare o impedanţă rezultantă

$$\bar{Z} = R + j\,X = Z\,e^{j\varphi} = Z\angle\varphi .$$

Echilibrul tensiunilor se exprimă prin

$$\bar{U}_{1f} = \bar{U}_{2f} + \bar{I}\,\bar{Z} \qquad (V.78)$$

sau înmulţind întreaga relaţie cu $e^{-j\varphi}$

$$\bar{U}_{1f}\angle-\varphi = \bar{U}_{2f}\angle-\varphi + \bar{I}\,Z . \qquad (V.79)$$

Figura V.11 reprezintă relaţia (V.79) în planul complex, rotit în sens pozitiv cu 90^o, $\bar{U}_{2f}$ fiind îndreptat după axa reală.Cu notaţia din figura V.9, pierderea de tensiune este AC sau AC'. Punctul B este la capătul segmentului AB, care este proporţio-

nal cu $\bar{I}$ şi în fază cu el. Acest segment poate reprezenta deci la o scară potrivită şi puterea aparentă, cu proiecţiile P pe axa reală şi Q după sensul negativ al axei imaginare. Pierderea de tensiune AC sau AC' se determină prin arce de cerc ca arcul BC cu centrul în O, respectiv prin drepte cotate paralele cu BC'.

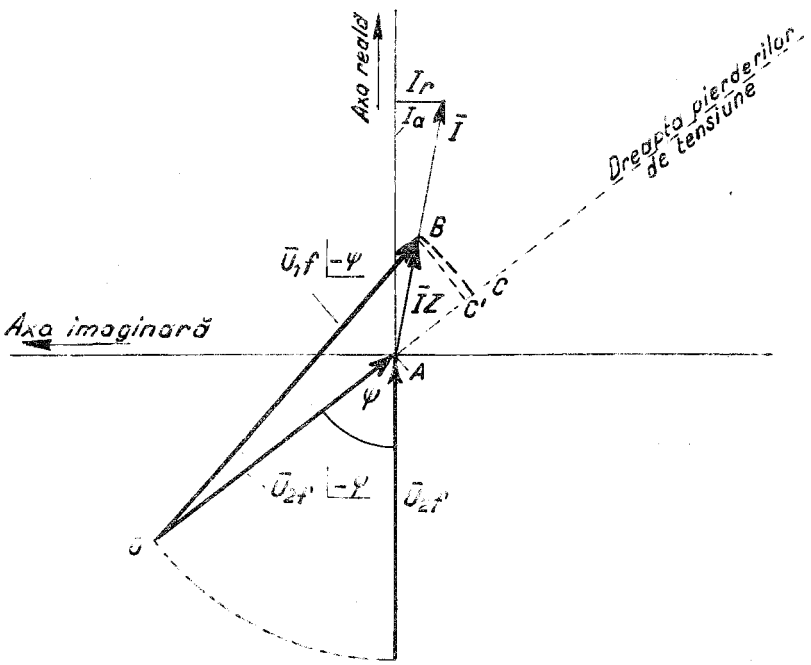


Fig. V.11. Diagrama tensiunilor rotită cu $-\varphi^\circ$.

Ca exemplu considerăm cazul amintit, cu U_2 =11o kV, R = 1o Ω, X=2o Ω. Puterea aparentă în MVA, cu I exprimat în kA, este

$$S = \sqrt{3}\, I.11o.$$

Dacă $I < 0,2$ kA, rezultă $S < 4o$ MVA. O scară potrivită pentru puteri este deci 1 cm → 5 MVA. Ce cădere de tensiune se reprezintă prin lungimea de 1 cm ? La 5 MVA avem

$$I = \frac{5}{\sqrt{3}.11o} \text{ kA},$$

iar căderea de tensiune corespunzătoare este

$$\sqrt{3}\, I\, Z = \frac{5}{11o}\sqrt{1o^2 + 2o^2} = 1,o1 \text{ kV} \rightarrow o,92\%,$$

adică

$$1 \text{ cm} \rightarrow 1,o1 \text{ kV} \rightarrow o,92\%$$

sau

$$1 \text{ kV} \rightarrow 9,9 \text{ mm},$$
$$1\ \% \rightarrow 1o,8 \text{ mm}.$$

Cu aceste date se obţine diagrama din figura V.12. Aici s-a reprezentat, ca un caz particular, punctul B, pentru I = = o,1 kA (19 MVA), cos φ = o,8. Se citeşte pierderea de tensiune: 3,14%, căreia îi corespunde ΔU_f = o,o314.63,6 = 2 kV. Acest rezultat s-a obţinut şi direct prin calcul, la punctul B.1.

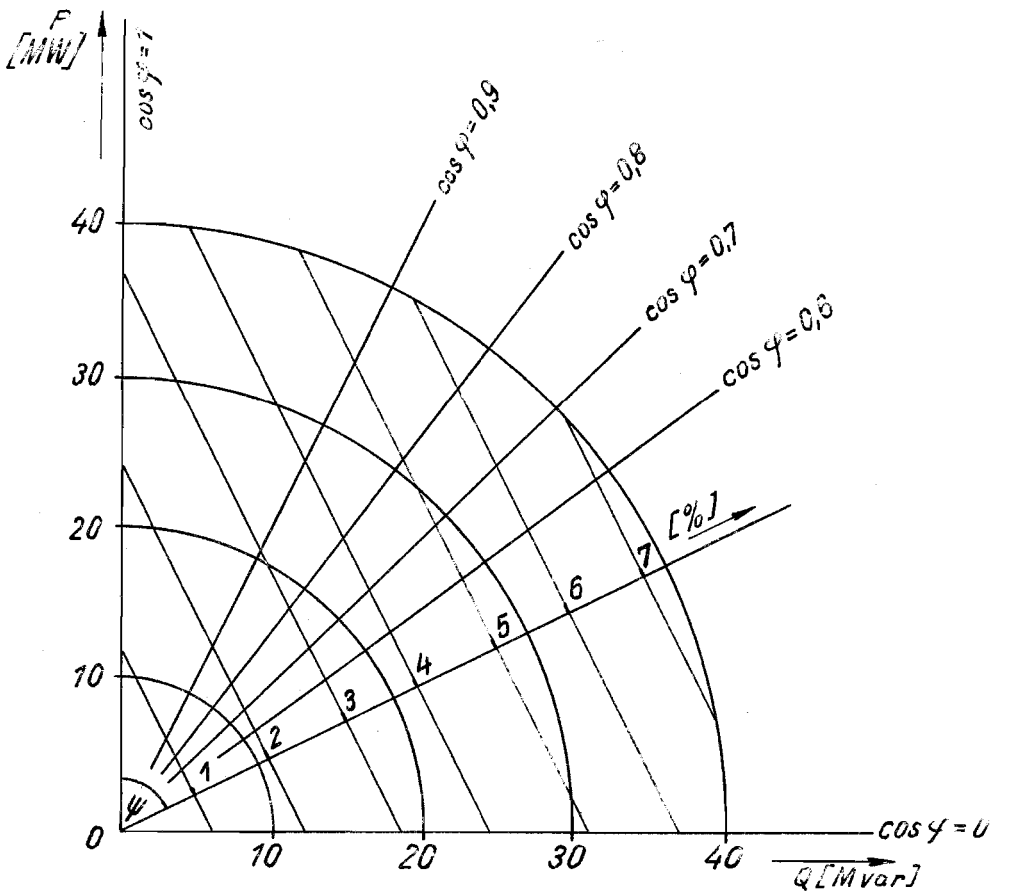


Fig. V.12. Diagrama căderilor de tensiune la o linie de transport.

4. Linia de joasă tensiune cu sarcină nesimetrică, la capăt. Linia de joasă tensiune are în general trei conductoare de fază: a, b, c şi un conductor neutru: n. In reţele cu consumatori de lumină, avînd sarcini mici, de exemplu la electrificări rurale, adesea nu este necesar ca vreo ramificaţie scurtă să aibă toate fazele; ea poate fi monofazată (a,n) sau bifazată (b,c,n).

Figura V.13 reprezintă reţeaua de distribuţie dintr-un sat, cu indicarea fazelor. Considerăm sarcini pur active. Dacă R este rezistenţa unui conductor, căderea de tensiune în regim simetric trifazat este

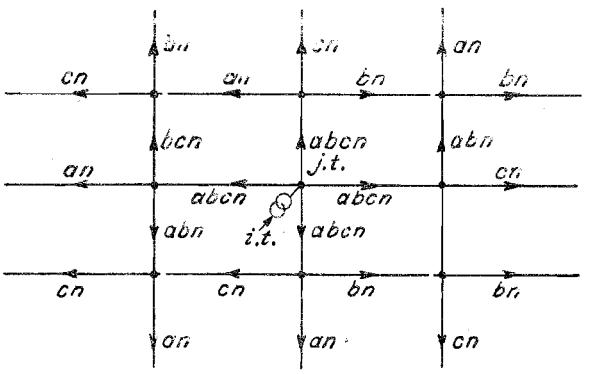


Fig.V.13. Ramificaţii monofazate şi bifazate într-o reţea de distribuţie rurală.

$$\Delta U_{f(3)} = R\,I, \qquad (V.80)$$

puterea fiind

$$P = 3\,U_f\,I\,. \qquad (V.81)$$

La încărcarea unei singure faze, curentul se întoarce prin conductorul neutru, care trebuie să aibă deci aceeaşi secţiune ca cel de fază. Deci $R_n = R$. (Numai la sarcină trifazată, secţiunea conductorului neutru poate fi mai mică, deoarece prin el se întoarce numai un curent de dezechilibru, datorit încărcării inegale a fazelor.) Căderea de tensiune va fi deci

$$\Delta U_{f(1)} = 2\,R\,I, \qquad (V.82)$$

puterea fiind

$$P = U_f I. \qquad (V.83)$$

La încărcarea a două faze b şi c, în mod egal (fig.V.14), avem $I_n = I_b = I_c = I$, deoarece

$$\bar{I}_n = \bar{I}_b + \bar{I}_c = a^2\,\bar{I}_a + a\,\bar{I}_a = -\bar{I}_a.$$

Prin urmare şi în acest caz $R_n = R$. Puterea va fi

$$P = 2\,U_f\,I\,. \qquad (V.84)$$

In figura V.14 se văd căderile de tensiune egale cu RI, pe fazele b şi c şi pe conductorul neutru (b-b', c-c', n-n').

Ultima, proiectată pe tensiunile fazelor b sau c ne dă pierderea de tensiune n-n" egală cu RI cos $60^o = \frac{RI}{2}$. Prin urmare, pierderea de tensiune totală va fi

$$\Delta U_{f(2)} = RI + \frac{RI}{2} = \frac{3}{2} RI. \qquad (V.85)$$

Comparînd relaţiile (V.80), (V.82) şi (V.85) se constată că

$$\Delta U_{f(1)} = 2\Delta U_{f(3)},$$
$$\Delta U_{f(2)} = 1,5\Delta U_{f(3)}, \qquad (V.86)$$

dacă I, U_f şi R au aceeaşi valoare. Dacă însă I se exprimă în funcţie de P cu ajutorul relaţiilor (V.81), (V.83) şi (V.84) şi se consideră aceeaşi putere P, rezultă

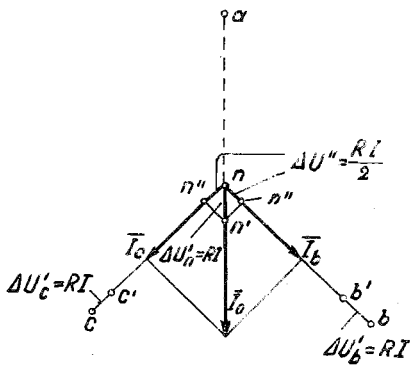


Fig. V.14. Pierderi de tensiune la o ramificaţie bifazată.

$$\Delta U_{f(1)} = 6\ \Delta U_{f(3)},$$
$$\Delta U_{f(2)} = 2,25\Delta U_{f(3)}. \qquad (V.87)$$

La distribuţie în trifazat se consumă aproape de două ori atît cupru (sau aluminiu), la o secţiune dată a conductorului de fază, decît la o distribuţie în monofazat. Prin urmare, referindu-ne la aceeaşi cantitate de material neferos, rezultă, din prima relaţie (V.87).

$$\Delta U_{f(1)} \cong 3\ \Delta U_{f(3)}. \qquad (V.88)$$

In orice caz, cea mai mică pierdere de tensiune apare la sarcină trifazată.

5. <u>Linia cu consumatori concentraţi sau uniform repartizaţi</u>. Figura V.15 reprezintă o linie trifazată cu trei sarcini trifazate simetrice (reprezentate sub formă de becuri). Pentru simplificare se reprezintă linia numai prin porţiunea deasupra secţiunii A-A, ca în figura V.16. Aici literele mici indică

i_1, i_2, i_3 - curenţi (valori efective!) derivaţi
r_1, r_2, r_3, ℓ_1, ℓ_2, ℓ_3 - rezistenţe, respectiv lungimi de tronsoane, iar literele mari valori însumate

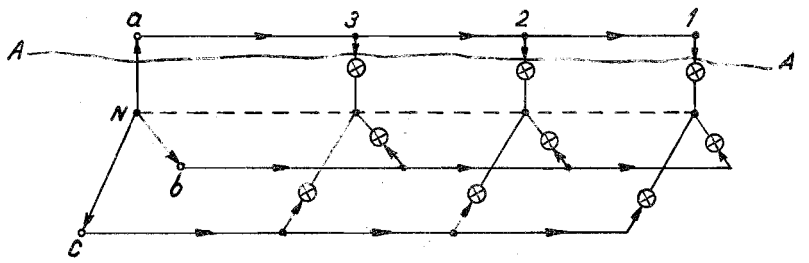


Fig. V.15. Linie trifazată cu sarcini simetrice.

I_1, I_2, I_3 - curenţi de linie,
R_1, R_2, R_3, L_1, L_2, L_3 - rezistenţe, respectiv lungimi măsurate de la începutul liniei.

Prin urmare

$$\begin{aligned} I_1 &= i_1 , \\ I_2 &= i_1 + i_2 , \\ I_3 &= i_1 + i_2 + i_3 , \end{aligned} \qquad (V.89)$$

$$\begin{aligned} R_1 &= r_1 + r_2 + r_3 \\ R_2 &= r_2 + r_3 , \\ R_3 &= r_3 , \end{aligned}$$

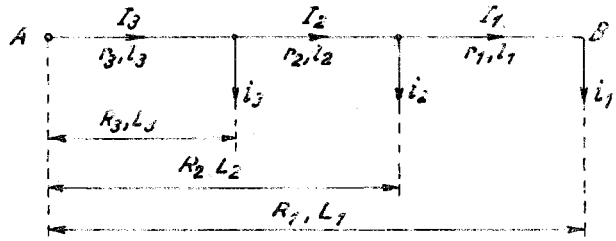


Fig.V.16. Linie cu trei sarcini.

$$\begin{aligned} L_1 &= \ell_1 + \ell_2 + \ell_3 \\ L_2 &= \ell_2 + \ell_3 , \\ L_3 &= \ell_3 . \end{aligned} \qquad (V.90)$$

Căderea de tensiune de la A la B este

$$\Delta U_f = I_1 r_1 + I_2 r_2 + I_3 r_3 = \sum I r . \qquad (V.91)$$

Inlocuind în (V.91) expresiile (V.89) ale curenţilor de linie şi ţinînd seama de (V.90) se obţine

$$\begin{aligned} \Delta U_f &= i_1 r_1 + (i_1 + i_2) r_2 + (i_1 + i_2 + i_3) r_3 = \\ &= i_1 (r_1 + r_2 + r_3) + i_2 (r_2 + r_3) + i_3 r_3 = \\ &= i_1 R_1 + i_2 R_2 + i_3 R_3 = \sum i R , \end{aligned} \qquad (V.92)$$

Căderea de tensiune poate fi deci calculată cu una din expresiile

$$\sum i\, r, \qquad \sum i\, R \,.$$

În loc de curenţi se pot introduce puteri în aceste expresii, astfel (în trifazat)

$$p = 3\, U_{nf}\, i \,,$$
$$p = 3\, U_{nf}\, I$$

şi prin urmare

$$\Delta U_f = \frac{\sum Pr}{3\, U_{nf}} = \frac{\sum pR}{3\, U_{nf}} \,. \qquad (V.93)$$

Pierderea relativă de tensiune va fi

$$\Delta U^* = \frac{\Delta U_f}{U_{nf}} = \frac{\sum Ir}{U_{nf}} = \frac{\sum iR}{U_{nf}} = \frac{\sum Pr}{U_n^2} = \frac{\sum pR}{U_n^2} \,. \qquad (V.94)$$

Dacă secţiunea şi materialul conductorului sînt aceleaşi în toate tronsoanele, din (V.94) se obţine

$$\Delta U^* = \frac{\rho \sum I\ell}{s \cdot U_{nf}} = \frac{\rho \sum iL}{s \cdot U_{nf}} = \frac{\rho \sum p\ell}{s\, U_n^2} = \frac{\rho \sum pL}{s\, U_n^2} \,. \qquad (V.95)$$

Din relaţiile (V.95) se poate calcula secţiunea dacă se cunosc sarcinile şi căderea de tensiune admisibilă.

La alimentarea consumatorilor casnici, aceştia se pot considera ca fiind o sarcină uniform distribuită. Pe unitatea de lungime (fig. V.17) revine sarcina $\frac{I}{L}$, deci curentul de linie la distanţa x de la sfîrşitul liniei va fi

$$I_x = I \frac{x}{L} = I \frac{R_x}{R} \,.$$

Prin urmare

$$\Delta U_f = \int_0^R I_x dR_x = \int_0^R I \frac{R_x dR_x}{R} = \frac{IR}{2} \,. \qquad (V.96)$$

Relaţia (V.96) ne arată că sarcina uniform distribuită poate fi considerată (fig. V.18) ca fiind concentrată, fie la mijlocul liniei, cînd căderea de tensiune este $I.\frac{R}{2}$, fie la cele două extremităţi, cînd căderea de tensiune este $\frac{I}{2}$. R.

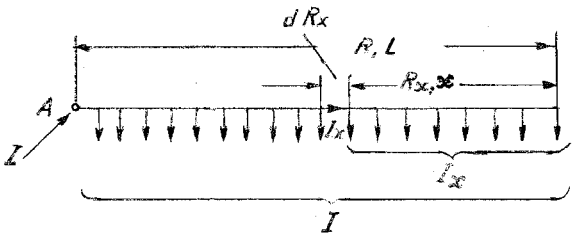


Fig.V.17. Sarcină uniform distribuită.

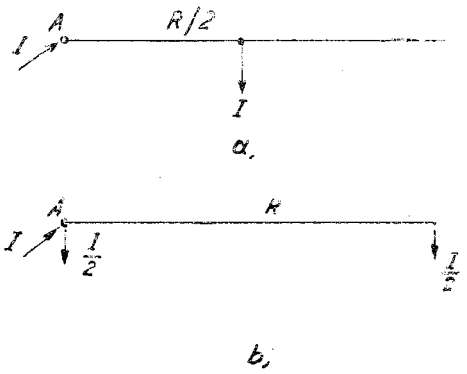


Fig.V.18. Concentrarea sarcinii: a) la mijlocul liniei; b) la cele două capete.

Comparînd cu cazul sarcinii concentrate la capăt, se observă că pierderea de tensiune este de două ori mai mică la sarcină uniform distribuită.

Pierderile prin efect Joule-Lenz au valoarea, pe o fază

$$\Delta P_f = \int_0^R I_x^2 \, d\, R_x = \int_0^R \frac{I^2 R_x^2 \, dR_x}{R^2} = \frac{I^2 R}{3} \quad . \qquad (V.97)$$

Prin urmare pierderile sînt o treime din valoarea pierderilor care apar la sarcină concentrată la capăt. În unităţi relative

$$\Delta U^* = \frac{1}{2} \ ,$$

$$\Delta P^* = \frac{1}{3} < \Delta U^* \quad .$$

Dacă de exemplu pierderea de tensiune este de 6%, pierderea de putere, pe linia cu sarcini uniform repartizate (şi fără sarcină concentrată la capăt), va fi de numai 4%. Aşadar nu întotdeauna se poate considera $\Delta P^* = \Delta U^*$, chiar la sarcină pur chimică.

6. Calculul secţiunii pentru o cădere de tensiune dată. Căderea de tensiune pe o linie ca aceea din figura V.16 se poate calcula din relaţiile (V.91)...(V.95). Uneori secţiunea se alege aceeaşi pentru toate tronsoanele şi atunci ea se calculează direct din (V.95)

$$s = \frac{\rho \Sigma\, I\ell}{\Delta U_f} = \frac{\rho \Sigma\, iL}{\Delta U_f} = \frac{\rho \Sigma\, P\ell}{\Delta U^* U_n^2} = \frac{\rho \Sigma\, pL}{\Delta U^* U_n^2} \,. \qquad (V.98)$$

Adesea însă secţiunea se ia diferită de la un tronson la altul şi atunci necunoscutele $s_1, s_2 \ldots s_n$ nu pot fi determinate dintr-o singură relaţie care exprimă căderea de tensiune. În acest caz se admit condiţii în plus, de exemplu:

- densitate de curent constantă (J = const.),
- consum minim de material neferos, cupru sau aluminiu (volumul V = minim).

In urma calculului, secţiunile trebuind să fie rotunjite la valori normalizate, se ajunge uneori la aceeaşi secţiune pentru toate tronsoanele.

Ambele condiţii suplimentare (J = const. şi V = min.) sînt de fapt condiţii economice. In realitate se va căuta ca densitatea de curent aleasă să fie cea economică. Prin aceasta se asigură cheltuieli totale minime, obţinînd astfel o soluţie mai economică decît dacă se urmăreşte numai problema investiţiilor (volumul V de cupru sau de aluminiu să fie minim).

Fie întîi J = const. Avem

$$\Delta U_f = \Sigma I\, r = \Sigma I \frac{\rho \ell}{S} = \Sigma J \rho \ell = J \rho \Sigma\, \ell = J \rho\, L \,. \qquad (V.99)$$

Această relaţie s-ar fi putut scrie direct, ştiind că $\Delta U_f = EL$, E fiind intensitatea cîmpului electric în conductor, egală cu $J\rho$, deci constantă (J fiind constant).

Relaţia (V.99) ne arată că nu se poate impune ca J să fie egal cu J_{ec} şi simultan ΔU_f să fie egal cu ΔU_{fadm}. Punînd în (V.99) $J = J_{ec}$, va trebui ca $\Delta U_f \leq U_{fadm}$. În caz contrar, va trebui ales $J < J_{ec}$, adică secţiuni mai mari decît cele economice.

Fiind cunoscut J, secţiunile se calculează din relaţia $s_i = \frac{I_i}{J}$.

Densitatea de curent care se alege, optimă din punct de vedere economic (J_{ec}), este aceea care asigură cheltuielile totale minime, pe interval de un an. Aceste cheltuieli L includ atît sarcinile anuale L_1 proporţionale cu investiţiile făcute, cît şi costul pierderilor de energie L_2 şi cheltuielile constante L_3, independente de secţiune

$$L = L_1 + L_2 + L_3 , \qquad (V.1oo)$$

unde

$$L_1 = as, \qquad (V.1o1)$$

$$L_2 = kR_{(o)} I^2 \tau = k \frac{\rho}{s} I^2 \tau = \frac{b \tau}{s} , \qquad (V.1o2)$$

$$L_3 = c \ (= \text{const.}). \qquad (V.1o3)$$

În (V.1o2), τ are următoarea semnificaţie:

Curentul este variabil, valoarea efectivă variabilă fiind I_t, cu valoarea de vîrf I_m. Puterea este proporţională cu I_t, deci energia într-un an (8 76o ore) proporţională cu $\int_o^{8760} I_t \, dt$. Putem scrie

$$\int_o^{8760} I_t \, dt = I \, T . \qquad (V.1o4)$$

Timpul T definit prin (V.1o4)

$$T = \frac{1}{I} \int_o^{8760} I_t \, dt \qquad (V.1o5)$$

reprezintă durata de utilizare a puterii de vîrf, adică numărul de ore într-un an în care prin transportul puterii maxime se transmite aceeaşi energie ca în 8 76o de ore prin transportul puterii variabile în timp.

Pierderile într-un an prin efect Joule-Lenz sînt proporționale cu $\int_0^{8760} I_t^2 \, dt$. Se poate scrie

$$\int_0^{8760} I_t^2 \, dt = I^2 \tau \qquad (V.106)$$

Timpul τ definit prin (V.106)

$$\tau = \frac{1}{I^2} \int_0^{8760} I_t^2 \, dt \qquad (V.107)$$

reprezintă timpul de pierderi, adică timpul în care la curentul maxim I pierderile prin efect Joule-Lenz sînt aceleași ca la curentul variabil I_t în decurs de un an.

T este cuprins în medie între 4 000 și 6 000 ore pe an. τ este ceva mai mic decît T, depinzînd direct de acesta (precum și de felul consumatorului).

În relația (V.102) s-a presupus I dat. Rezultă

$$s = \frac{I}{J} \, . \qquad (V.108)$$

Înlocuind (V.108) în (V.101) și (V.102) se obține

$$L_1 = \frac{a'}{J} \, , \qquad (V.109)$$

$$L_2 = b' \tau J, \qquad (V.110)$$

iar cu aceste valori (V.100) devine

$$L = \frac{a'}{J} + b' \tau J + c \, . \qquad (V.111)$$

Figura V.19 reprezintă variația mărimilor L_1, L_2, L_3 și L în funcție de J. Pentru a găsi valoarea lui J_{ec} se anulează derivata lui L din (V.111) în raport cu J

$$-\frac{a'}{J_{ec}^2} + b' \tau = 0, \qquad (V.112)$$

de unde

$$J_{ec} = \sqrt{\frac{a'}{b' \tau}} \, . \qquad (V.113)$$

Se observă că J_{ec} descreşte cu τ , deci şi cu numărul de ore de utilizare. Acest lucru este firesc, deoarece la un număr mare de ore de utilizare, pierderile prin efect Joule-Lenz pot deveni mari, dacă nu se măreşte secţiunea, micşorînd densitatea de curent. La aluminiu J_{ec} este în jur de 1 A/mm^2.

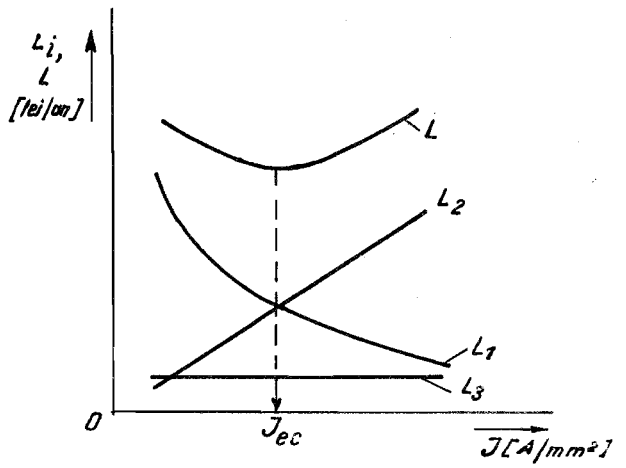


Fig.V.19. Cheltuielile anuale în funcţie de densitatea de curent.

Relaţia (V.112) se mai poate scrie

$$\frac{a'}{J_{ec}} = b' \tau J_{ec}. \qquad (V.114)$$

Observînd relaţiile(V.109) şi (V.110) rezultă

$$L_{1ec} = L_{2ec} , \qquad (V.115)$$

adică valoarea optimă a densităţii de curent se caracterizează prin cheltuieli anuale egale pentru sarcinile investiţiilor (amortizări, dobînzi) şi pentru acoperirea pierderilor de energie. Dacă condiţia suplimentară este cea de consum minim de material neferos, avem

$$\Delta U_f = \sum I\, r = \Delta U_{fadm} , \qquad (V.116)$$

$$V = \text{minim} \qquad (V.117)$$

sau,considerînd pentru simplificare numai două tronsoane

$$I_1 \rho \frac{\ell_1}{s_1} + I_2 \rho \frac{\ell_2}{s_2} = \Delta U_{fadm} , \qquad (V.116')$$

$$\ell_1 s_1 + \ell_2 s_2 = V = \text{minim}. \qquad (V.117')$$

În aceste două relaţii necunoscutele sînt s_1 şi s_2. Diferenţiala acestor expresii este zero, deoarece ΔU_{fadm} este o constantă, iar V = minim o mărime staţionară

$$- I_1 \rho \frac{\ell_1}{s_1^2} ds_1 - I_2 \rho \frac{\ell_2}{s_2^2} ds_2 = 0, \qquad (V.118)$$

$$\ell_1 ds_1 + \ell_2 ds_2 = 0.$$

Condiţia ca cele două ecuaţii în ds_1 şi ds_2 să fie compatibile este

$$\begin{vmatrix} - I_1 \rho \frac{\ell_1}{s_1^2} & - I_2 \rho \frac{\ell_2}{s_2^2} \\ \ell_1 & \ell_2 \end{vmatrix} = 0 ,$$

sau

$$\begin{vmatrix} \frac{I_1}{s_1^2} & \frac{I_2}{s_2^2} \\ 1 & 1 \end{vmatrix} = 0 ,$$

sau

$$\frac{I_1}{s_1^2} = \frac{I_2}{s_2^2} . \qquad (V.119)$$

În general, la mai multe tronsoane

$$\frac{I_1}{s_1^2} = \frac{I_2}{s_2^2} = \dots \frac{I_n}{s_n^2} = \frac{1}{k^2} , \qquad (V.120)$$

de unde

$$s_i = k \sqrt{I_i} . \qquad (V.121)$$

Inlocuind (V.121) în (V.116') se obţine

$$\frac{\rho}{k} \sum \sqrt{I} \ell = \Delta U_{fadm} ,$$

de unde

$$k = \frac{\rho \sum \sqrt{I}\, \ell}{\Delta U_{fadm}} \quad . \qquad (V.122)$$

Secţiunile se calculează din (V.121) după ce în prealabil s-a determinat k din (V.122).

Exemplu. Considerăm reţeaua din figura V.2o, în care se cere să se determine s_1, s_2, s_3. Curenţii de linie sînt

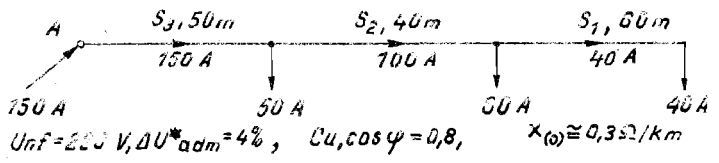


Fig. V.2o. Exemplu pentru calculul secţiunii.

$$I_1 = 4o \text{ A}, \quad \bar{I}_1 = 4o\,(\cos\varphi - j \sin\varphi) = 4o\,(o{,}8 - j\, o{,}6) = 32 - j24 \text{ A},$$

$$I_2 = 1oo \text{ A}, \quad \bar{I}_2 = 8o - j\, 6o \text{ A},$$

$$I_3 = 15o \text{ A}, \quad \bar{I}_3 = 12o - j9o \text{ A}.$$

Pierderea de tensiune pe reactanţa liniei, datorită curenţilor reactivi este

$$\Delta U''_f = \sum I_r\, x = o{,}3.1o^{-3}(24.6o + 6o.4o + 9o.5o) = 2{,}5 \text{ V}.$$

Din $\Delta U_{fadm} = o{,}o4.22o = 8{,}8$ V rămîne deci disponibil pentru căderi pe rezistenţe $\Delta U'_{fadm} = 8{,}8 - 2{,}5 = 6{,}3$ V.

Considerăm întîi cazul $s_1 = s_2 = s_3 = s$. Din (V.98) se obţine

$$s = \frac{\rho \sum I\, \ell}{\Delta U'_{fadm}} = \frac{32.6o + 8o.4o + 12o.5o}{56.6{,}3} = 32 \text{ mm}^2.$$

Se va alege secţiunea normalizată de 35 mm^2.

În cazul J = const. folosim relaţia (V.99).

Avem, cu $J_{ec} = 1{,}5 \ldots 1{,}75$ A/mm^2

$$J = \frac{I_a}{s} = \frac{I \cos\varphi}{s} = J_{ec} \cdot \cos\varphi = (1{,}5 \ldots 1{,}75)o{,}8 = 1{,}2 \ldots 1{,}4 \text{ A/mm}^2,$$

de unde

$$\Delta U_f = (1,2 \ldots 1,4) \cdot \frac{1}{56} 150 = 3,22 \ldots 3,76 \text{ V} < \Delta U'_{f\,adm} .$$

Secţiunile vor fi deci

$$s_1 = \frac{I_1}{J_{ec}} = \frac{40}{1,5 \ldots 1,75} = 25 \text{ mm}^2 ,$$

$$s_2 = \frac{I_2}{J_{ec}} = \frac{100}{1,5 \ldots 1,75} = 70 \text{ mm}^2 ,$$

$$s_3 = \frac{I_3}{J_{ec}} = \frac{150}{1,5 \ldots 1,75} = 95 \text{ mm}^2 .$$

În cazul V = minim se obţine din (V.122), considerînd curenţii activi

$$k = \frac{\sqrt{32} \cdot 60 + \sqrt{80} \cdot 40 + \sqrt{120} \cdot 50}{56 \cdot 6,3} = 3,52 ,$$

iar din (V.121)

$$s_1 = 3,52 \sqrt{32} = 16 \text{ sau } 25 \text{ mm}^2 ,$$
$$s_2 = 3,52 \sqrt{80} \cong 35 \text{ mm}^2 ,$$
$$s_3 = 3,52 \sqrt{120} \cong 35 \text{ mm}^2 .$$

Soluţia cu s = const. are avantajul că se realizează simplu, soluţia cu J_{ec} este cea mai economică şi totodată şi căderile de tensiune au rezultat sub valoarea admisibilă, iar soluţia cu V = minim asigură cheltuieli iniţiale minime.

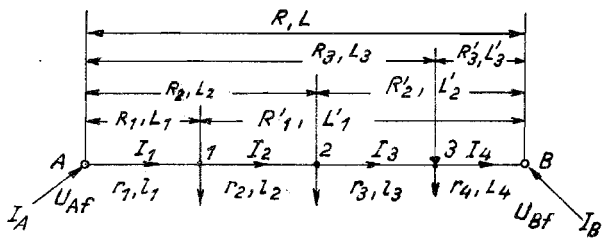
7. Linie alimentată de la două capete. Pentru a mări siguranţa de alimentare a consumatorilor o linie se poate alimenta la două capete, de la centrale diferite (fig.V.21,a) sau aceeaşi centrală (fig.V.21,b). Dacă în cazul figurii V.21,a cele două tensiuni U_{A_f} şi U_{B_f} sînt egale, capetele se pot împreuna şi se obţine o reţea inelară. Prin urmare, aceasta este un caz particular al liniei alimentate de la două capete.

În figura V.21 situaţia este reprezentată pentru cazul sarcinilor pur ohmice sau a unei reţele de curent continuu. Ulterior se va face o generalizare pentru sarcini oarecare.

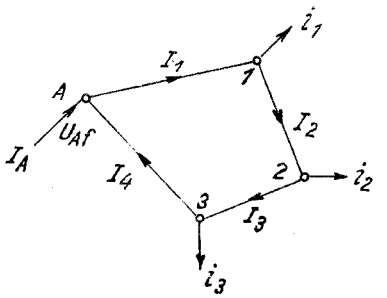
Se dau curenţii de sarcină: i_1, i_2, i_3. Considerăm două probleme:

- Problema de exploatare: reţeaua (lungimile, secţiunile) şi tensiunile sînt date; se cere determinarea curenţilor de linie I_1, I_2, I_3, I_4.
- Problema de proiectare: se cere să se determine secţiunile s_1, s_2, s_3, s_4.

Căderea de tensiune se verifică în punctul în care tensiunea este minimă. In figura V.21,a, acest punct este notat cu ▼(punctul 3). Consumatorul respectiv este alimentat din două direcţii, astfel încît I_4 rezultă negativ.



a)



b)

Fig. V.21. a) Linie alimentată la două capete; b) reţea inelară.

La calculul curenţilor de linie este suficient să se considere o singură necunoscută

$$I_1 = I_A .$$

Ceilalţi curenţi de linie vor fi

$$I_2 = I_A - i_1 ,$$

$$I_3 = I_A - (i_1 + i_2) ,$$

$$I_4 = I_A - (i_1+i_2+i_3) = -I_B .$$

Relaţia de care ne servim pentru calcul este

$$U_{Af} - U_{Bf} = \sum I\, r =$$

$$= I_1 r_1 + I_2 r_2 + I_3 r_3 + I_4 r_4$$

sau

$$U_{Af}-U_{Bf}=I_A r_1+(I_A-i_1)r_2+(I_A-i_1-i_2)r_3+(I_A-i_1-i_2-i_3)r_4 =$$

$$=I_A(r_1+r_2+r_3+r_4)-i_1(r_2+r_3+r_4)-i_2(r_3+r_4)-i_3 r_4 = I_A R - i_1 R'_1 -$$

$$- i_2 R'_2 - i_3 R'_3 .$$

Rezultă

$$I_A = \frac{U_{Af} - U_{Bf}}{R} + \frac{\sum i\, R'}{R} \quad , \qquad (V.123)$$

sau

$$I_A = I_{Ao} + I_{Al} \quad , \qquad (V.124)$$

unde

$$I_{Ao} = \frac{U_{Af} - U_{Bf}}{R} \qquad (V.125)$$

reprezintă un curent de egalizare sau curent în gol, denumit aşa pentru că el există şi dacă sarcinile i lipsesc, dar nu există dacă $U_{Af} = U_{Bf}$ (de exemplu la o reţea inelară), iar

$$I_{Al} = \frac{\sum i\, R'}{R} = \frac{i_1 R'_1 + i_2 R'_2 + i_3 R'_3}{R} \qquad (V.126)$$

reprezintă componenta curentului de alimentare care se datoreşte sarcinii. Dacă secţiunea este aceeaşi la toate tronsoanele (V.126) devine

$$I_{Al} = \frac{\sum i\, L'}{L} = \frac{i_1 L'_1 + i_2 L'_2 + i_3 L'_3}{L} \quad , \qquad (V.127)$$

unde L'_1, L'_2, L'_3 reprezintă distanţele de la consumatori pînă la punctul B de alimentare. Relaţia (V.127) ne indică o analogie între calculul curentului I_{Al} şi calculul reacţiunii F_{Al} la o grindă rezemată liber la cele două capete (M_A=o, M_B=o) şi încărcată cu forţele f_1, f_2, f_3 (fig. V.22). Avem

$$F_{Al} = \frac{\sum f\, L'}{L} \quad .$$

Dacă asupra grinzii acţionează numai momentele M_A şi M_B, se obţine

$$F_{Ao} = \frac{M_A - M_B}{L} \quad ,$$

expresie analogă cu (V.125), iar în cazul general

$$F_A = F_{Ao} + F_{Al} = \frac{M_A - M_B}{L} + \frac{\sum f\, L'}{L} \quad ,$$

relaţie corespunzătoare lui I_A din (V.123).

Cunoscînd pe I_A, putem determina şi ceilalţi curenţi de linie.

Calculul a fost posibil dacă s-au cunoscut secţiunile sau dacă s-au considerat egale şi s-a presupus $U_{Af} = U_{Bf}$. In acest ultim caz s-a putut folosi relaţia (V. 127) pentru determinarea curentului de alimentare.

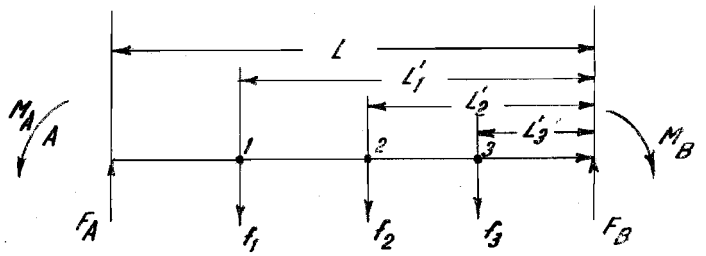


Fig.V.22. Analogia cu o grindă încărcată.

Cunoscînd curenţii de linie, secţiunea se poate alege în aşa fel, încît căderea de tensiune să nu întreacă valoarea admisibilă.

Dacă nu se presupune că secţiunile sînt constante, calculul lor nu poate fi efectuat decît prin aproximări succesive, deoarece pentru determinarea secţiunilor trebuie cunoscuţi curenţii, iar pentru determinarea curenţilor se necesită cunoaşterea secţiunilor.

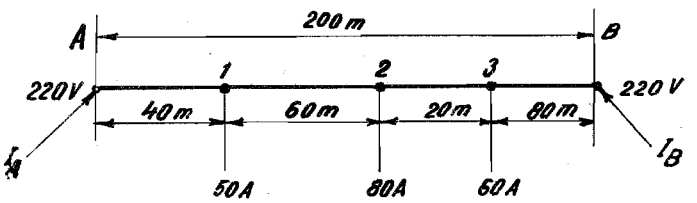


Fig. V.23. Linie alimentată la două capete.

Exemplu. Fie reţeaua din figura V.23. Se cere să se determine secţiunea astfel încît căderea maximă de tensiune să fie de 5%.

Din (V.127)

$$I_A = \frac{50.160 + 80.100 + 60.80}{200} = 104 \text{ A.}$$

Prin urmare curenţii vor circula în reţea corespunzător figurii V.24. Punctul de divizare al curenţilor va fi în 2 (notat cu ▼). Aici reţeaua se poate separa în două (figura V.25). Din una din părţi (de exemplu cea din stînga) se poate calcula secţiunea admiţînd o cădere de tensiune (de exemplu 4%)

$$s = \frac{\rho \sum I\ell}{\Delta U_{fadm}} = \frac{104.40 + 54.60}{56.8,8} = 15 \text{ mm}^2 \longrightarrow 16 \text{ mm}^2 .$$

Din punctul de vedere al surselor de alimentare din A şi B este indiferent dacă sarcinile sînt concentrate în punctele 1,2 şi 3 ale liniei ca în figura V.24 sau se consideră

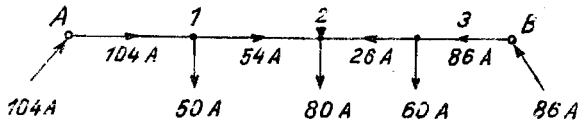


Fig.V.24.Circulaţia curenţilor.

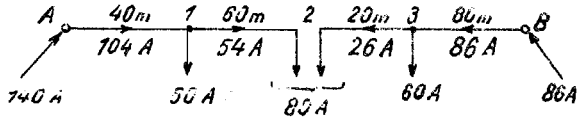


Fig.V.25. Secţionarea reţelei.

"aruncate" la cele două capete ca în figura V.26. Dacă sarcinile s-au aruncat la capetele liniei, sarcinile surselor nu se schimbă, însă circulaţia curenţilor pe linie nu se mai reprezintă corect: în figura V.26 apare numai curentul în gol pe linie,cînd în realitate peste aceasta mai trebuie suprapuşi curenţii de linie corespunzători figurii V.24. Aruncarea sarcinilor la capete are ca scop eliberarea liniei de sarcini, pentru transformări de reţele, aşa cum se va arăta mai tîrziu, la studiul reţelelor buclate. Trebuie reţinut,că prin aruncarea sarcinilor la capetele liniei, aceasta este parcursă mai departe de curentul de egalizare, dacă $U_{Af} \neq U_{Bf}$.

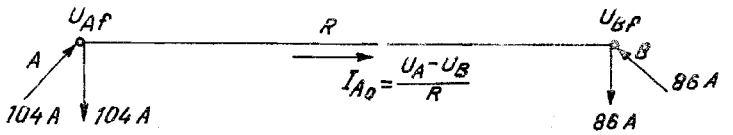


Fig. V.26. Aruncarea sarcinii la capetele liniei.

Aruncarea unei sarcini la capetele liniei se poate considera ca rezultînd dintr-o transformare stea-triunghi (fig. V.27). Notăm tensiunea medie a liniei cu U_f.

Avem

$$r = \frac{U_f}{i}$$

(fig. V.27,b).

Intotdeauna

$$r \gg r_1 , r_2 .$$

Transformăm steaua cu punctul de stea α din figura V.27,b într-un triunghi (fig. V.27,c). Rezultă

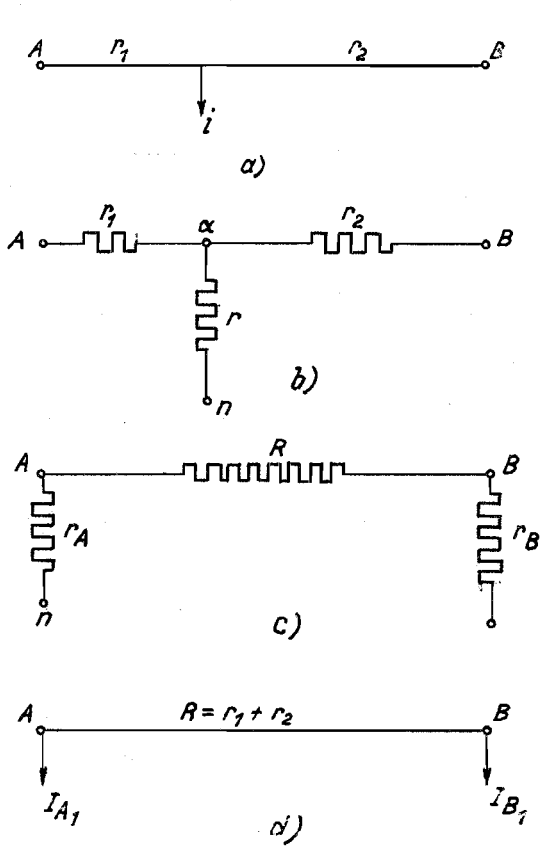


Fig. V.27. Aruncarea sarcinii în noduri, rezultînd dintr-o transformare stea-triunghi.

$$R = r_1 + r_2 + \frac{r_1 r_2}{r} \cong r_1 + r_2 ,$$

$$r_A = r_1 + r + \frac{r_1 r}{r_2} \cong r + \frac{r_1 r}{r_2} \cong r \frac{r_1 + r_2}{r_2},$$

$$r_B = r_2 + r + \frac{r_2 r}{r_1} \cong r \frac{r_1 + r_2}{r_1} .$$

Prin urmare

$$I_{A1} = \frac{U_f}{r_A} = \frac{U_f}{r} \cdot \frac{r_2}{r_1 + r_2} = \frac{i\, r_2}{R},$$

$$I_{B1} = \frac{U_f}{r_B} = \frac{U_f}{r} \cdot \frac{r_1}{r_1 + r_2} = \frac{i\, r_1}{R}.$$

S-au obţinut deci relaţii analoge cu (V.126) pentru calculul sarcinilor aruncate în noduri (fig. V.27,d).

Linia alimentată la două capete s-a considerat de curent continuu numai pentru simplificarea prezentării. In general însă avem sarcini complexe ($\bar{I} = i_a - j\, i_r$, $\bar{S} = p + jq$), curenţii, respectiv puterile pe linie, sînt tot mărimi complexe ($\bar{I} = I_a - j\, I_r$, $\bar{S} = P + j\, Q$), iar impedanţele sînt mărimi complexe. Prin generalizarea relaţiilor (V.125) şi (V.126) se obţine

$$\bar{I}_{Ao} = \frac{\bar{U}_{Af} - \bar{U}_{Bf}}{\bar{Z}} , \qquad (V.128)$$

$$\bar{I}_{A1} = \frac{\sum \bar{i}\, \bar{Z}'}{\bar{Z}} . \qquad (V.129)$$

Dacă linia este construită uniform (în acelaşi fel la toate tronsoanele), avem

$$\bar{Z}' = \bar{Z}_{(o)} L', \quad \bar{Z} = \bar{Z}_{(o)} L, \qquad (V.130)$$

unde $\bar{Z}_{(o)}$ reprezintă impedanţa complexă pe unitatea de lungime, aceeaşi pentru toate tronsoanele, iar L' distanţa pînă la punctul de alimentare B, ca în figura V.21,a, L fiind lungimea întregii linii.

Înlocuind (V.130) în (V.129) se obţine, analog cu (V.127)

$$\bar{I}_{Al} = \frac{\sum \bar{i}\, L'}{L} \,. \qquad (V.131)$$

Tensiunile nu diferă mult de la un punct la celălalt în lungul liniei. De aceea puterile sînt proporţionale cu curenţii şi putem scrie

$$\hat{S}_{Al} = P_{Al} - j\, Q_{Al} = \frac{\sum \hat{s}\, L'}{L} =$$

$$= \frac{\sum (p-jq)L'}{L} = \frac{\sum pL'}{L} - j\,\frac{\sum qL'}{L}.$$

Separînd partea reală şi cea imaginară se obţine

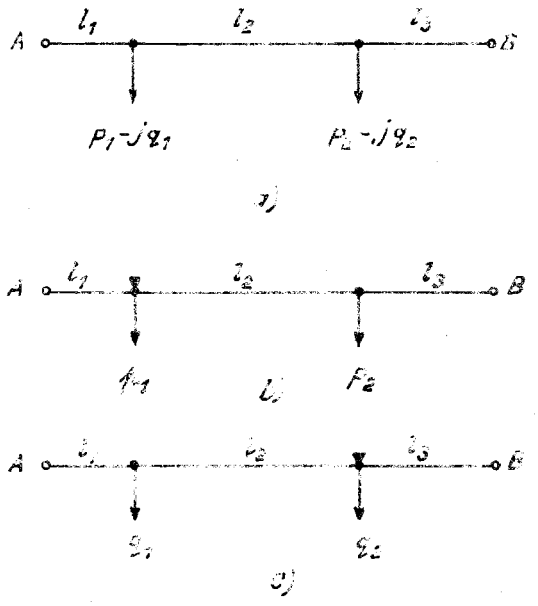


Fig. V.28. Descompunerea reţelei a în două reţele suprapuse, una (b) cu puteri active, cealaltă (c) cu puteri reactive.

$$P_{Al} = \frac{\sum p\, L'}{L} \,, \qquad (V.132)$$

$$Q_{Al} = \frac{\sum q\, L'}{L} \,. \qquad (V.133)$$

Se constată deci, că puterile active pe linie nu depind decît de puterea activă a consumatorilor, iar puterile reactive pe linie nu depind decît de puterea reactivă a consumatorilor: reţeaua poate fi descompusă în două, una numai cu puteri active, alta cu puteri reactive (fig. V.28). Punctul de divizare al curenţilor nu trebuie să coincidă în cele două reţele componente aşa cum se arată în figura V.28. Aceasta înseamnă că puterile P şi Q circulă în sensuri diferite între cele două puncte de separaţie, adică puterea reactivă transmisă împreună şi în sensul puterii active este capacitivă şi nu inductivă. Tensiunea minimă poate fi într-unul sau în celălalt

punct de divizare după semnul expresiei $\sum$ (Pr + Qx) între cele două puncte. În această expresie P şi Q sînt de semne diferite.

Exemplu. Reţeaua de 35 kV din figura V.29 se va dimensiona din conductoare de Ol-Al. Iniţial admitem aceeaşi secţiune peste tot şi construcţie uniformă. Porţiunea AB se poate

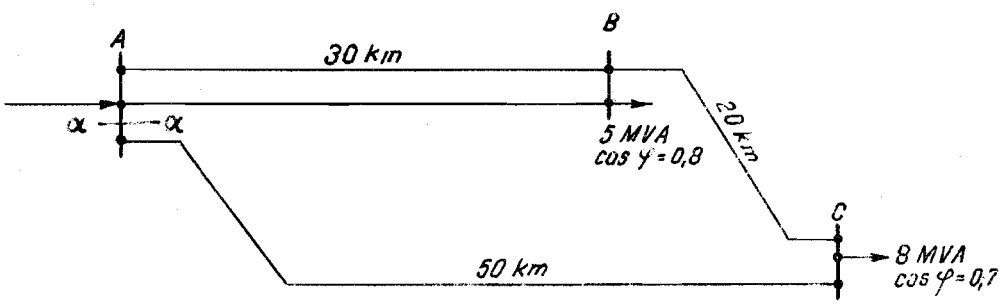


Fig. V.29. Reţea inelară de 35 kV.

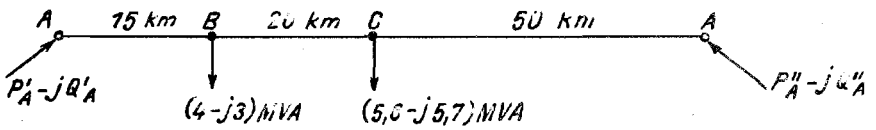


Fig. V.30. Schema desfăşurată.

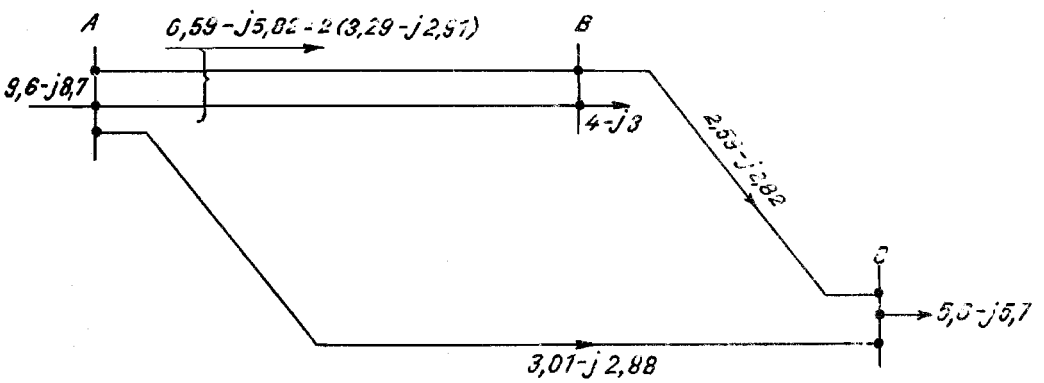


Fig. V.31. Circulaţia puterilor pe linii.

înlocui cu o linie simplă de $\frac{30}{2}$ = 15 km. Secţionînd barele A în α - α şi desfăşurînd linia, se obţine schema din figura V.30, în care sarcinile sînt descompuse în componenta ac-

tivă şi reactivă, iar tensiunile de alimentare sînt aceleaşi. Folosind relaţiile (V.132) şi (V.133) se obţine

$$P'_A = \frac{\Sigma\, p\, L'}{L} = \frac{4.70 + 5,6.50}{85} = 6,59 \text{ MW},$$

$$Q'_A = \frac{\Sigma\, q\, L'}{L} = \frac{3.70 + 5,7.50}{85} = 5,82 \text{ Mvar}$$

sau

$$P''_A = \frac{4.15 + 5,6.35}{85} = 3,01 \text{ MW},$$

$$Q''_A = \frac{3.15 + 5,7.35}{85} = 2,88 \text{ Mvar}.$$

Verificare

$$P_1 + P_2 = 4 + 5,6 = 9,6 \text{ MW},$$

$$P'_A + P''_A = 6,59 + 3,01 = 9,6 \text{ MW},$$

$$q_1 + q_2 = 3 + 5,7 = 8,7 \text{ Mvar},$$

$$Q'_A + Q''_A = 5,82 + 2,88 = 8,7 \text{ Mvar}.$$

Circulaţia de puteri este deci aceea din figura V.31. Puterile aparente vor fi

$$S_{AB} = \sqrt{3,29^2 + 2,91^2} = 4,38 \text{ MVA (pe un circuit)},$$

$$S_{BC} = \sqrt{2,59^2 + 2,82^2} = 3,83 \text{ MVA},$$

$$S_{AC} = \sqrt{3,01^2 + 2,88^2} = 4,17 \text{ MVA},$$

cărora le corespund curenţii

$$I_{AB} = \frac{4,38}{\sqrt{3}.35} = 72 \text{ A},$$

$$I_{BC} = \frac{3,83}{\sqrt{3}.35} = 63 \text{ A},$$

$$I_{AC} = \frac{4,17}{\sqrt{3}.35} = 69 \text{ A}.$$

Cu J_{ec} = o,9 ... 1,2 A/mm^2 se obţin secţiunile

$$s_{AB} = \frac{72}{o,9...1,2} = 6o...8o \longrightarrow 7o \text{ mm}^2 ,$$

$$s_{BC} = \frac{63}{o,9...1,2} = 52...7o \longrightarrow 7o \text{ mm}^2 ,$$

$$s_{AC} = \frac{69}{o,9...1,2} = 57...77 \longrightarrow 7o \text{ mm}^2 .$$

Tensiunea minimă conform figurii V.31 rezultă la barele din staţia C. Căderea de tensiune de la A la C prin linia de legătură directă va trebui verificată atît în regim normal (cînd puterea transmisă este (3,ol + j 2,88)MVA), cît şi în regimul excepţional, cînd linia BC nu este în funcţie (pute - rea transmisă atunci pe linia AC este (5,6 + j 5,7)MVA, cores- punzînd întregului consum din C). Avem deci

- în regim normal

$$\Delta U_{AC} = \frac{PR_{(o)} + QX_{(o)}}{U_n} L_{AC} = \frac{3,ol.o,45+2,88.o,4}{35} 5o =$$

$$= 3,57 \text{ kV} \longrightarrow 1o,2 \%,$$

- în regim excepţional

$$\Delta U_{AC} = \frac{5,6.o,45 + 5,7.o,4}{35} 5o = 6,85 \text{ kV} \longrightarrow 19,5\%.$$

Dacă linia nu este construită uniform, avem

$$P_{Al} - jQ_{Al} = \frac{\sum (p-jq)(R'+jX')}{\bar{Z}} . \qquad (V.134)$$

În loc de $\frac{1}{\bar{Z}}$ se poate scrie

$$\frac{1}{\bar{Z}} = \frac{1}{R+jX} = \frac{R-jX}{R^2 + X^2} = G - jB, \qquad (V.135)$$

unde

$$G = \frac{R}{R^2 + X^2} , \qquad (V.136)$$

$$B = \frac{X}{R^2 + X^2} .$$

Înlocuind (V.135) în (V.134) se obţine

$$P_{Al} - jQ_{Al} = (G-jB)\sum (p-jq)(R'+jX') =$$

$$= (G-jB)\sum \left[(pR'+qX')+j(pX'-qR')\right] =$$

$$= G\sum (pR'+qX') + B\sum (pX' - qR') - j\left[B\sum (pR'+qX') - G\sum (pX'-qR')\right].$$

Separînd partea reală şi cea imaginară, rezultă

$$\begin{aligned} P_{Al} &= G\sum (pR'+qX') + B\sum (pX'-qR'), \\ Q_{Al} &= B\sum (pR'+qX') - G\sum (pX'-qR'). \end{aligned} \qquad (V.137)$$

C. REŢELE BUCLATE

Dezvoltarea sistemelor energetice prin mărirea numărului consumatorilor şi a centralelor de alimentare implică mărirea numărului liniilor de interconexiune pentru îmbunătăţirea continuităţii livrării energiei electrice. Astfel, prin deconectarea uneia dintre linii (în fig. V.32 pot fi întrerupte chiar două linii) alimentarea cu energie a consumatorilor rămîne asigurată.

Siguranţa alimentării consumatorilor şi necesitatea reparaţiilor şi reviziilor cere să existe rezerve în centrale. In sisteme interconectate, rezerva poate fi comună deci relativ mai mică.

Interconectarea asigură menţinerea mai exactă a frecvenţei la o valoare constantă, decît la sisteme izolate.

Datorită avantajelor tehnice şi economice, interconectarea progresează pînă la formarea a numeroase bucle în reţele. Figura V.32 reprezintă un caz simplu, cu numai două bucle.

Calculul reţelelor buclate este o problemă dificilă din cauza volumului mare de calcule numerice, care constau din rezolvarea unui mare număr de ecuaţii liniare cu coeficienţi şi necunoscute complexe. Complexitatea problemelor este şi mai accentuată prin faptul că la consumatori nu se cunosc curenţii,

ci numai puterile, astfel încît legile lui Kirchhoff nu se pot aplica direct şi soluţiile se obţin numai prin aproximări succesive. La rezolvarea acestor probleme, maşinile electronice cifrice de calcul sînt de mare utilitate şi se folosesc din ce în ce mai mult, pe lîngă modelele de reţea de curent alternativ.

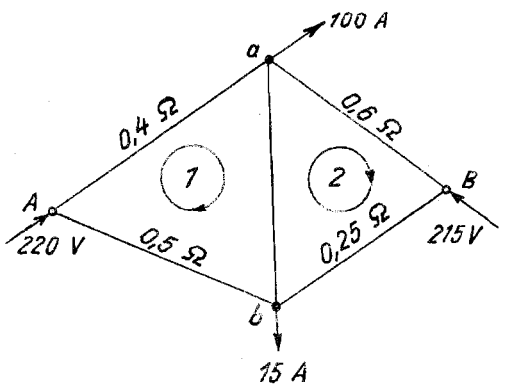


Fig.V.32. Reţea cu două bucle.

Noi vom prezenta principiile de calcul, pentru simplitatea expunerii, pe baza exemplului din figura V.32, presupus de curent continuu, deci avînd numai rezistenţe. Vom expune trei metode de rezolvare:

- metoda ecuaţiilor de circuit,
- metoda ecuaţiilor de noduri (metoda tensiunilor la noduri),
- metoda transformărilor de reţea.

Datele problemei sînt cele indicate în figura V.32.

Se cunosc deci:

- tensiunile punctelor de alimentare A şi B,
- rezistenţele liniilor,
- curenţii consumatorilor a şi b.

Se cere să se determine:

- curenţii de linie şi de alimentare (în A şi B),
- tensiunile la consumatorii a şi b.

1. Metoda ecuaţiilor de circuit. Se fixează ca necunoscute curenţii de linie şi se scriu ecuaţiile de circuit, care nu sînt altceva decît ecuaţia a doua a lui Kirchhoff şi care exprimă că într-un circuit închis suma căderilor de tensiune este egală cu suma tensiunilor electromotoare. În cazul considerat este suficient să se considere trei curenţi necunoscuţi: x, y, z, ceilalţi curenţi de linie putînd fi exprimaţi în funcţie de aceştia trei (fig. V.33). Numărul de ecuaţii independente, care se pot scrie, este tot trei: cîte o ecua-

ţie pentru fiecare din cele trei contururi notate în figura V.33. Primele două sînt buclele reţelei şi deci nu cuprind tensiuni electromotoare, iar al treilea circuit se închide prin cele două surse şi nul (linia punctată) şi cuprinde deci şi tensiunile surselor, parcurse în sensuri diferite. Cu alte cuvinte, ecuaţia a treia exprimă căderea de tensiune de la A la B (220-215= =5 V). O ecuaţie după conturul AaBbA nu ar mai fi independentă, deoarece ea ar fi suma ecuaţiilor după contururile AabA şi aBba, pentru că la adunare, porţiunea ab apărînd de două ori cu semne diferite, se reduce. Cele trei ecuaţii vor fi deci

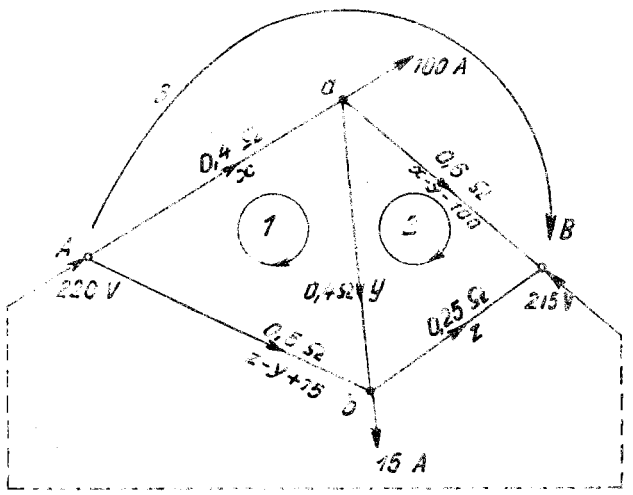


Fig.V.33. Metoda ecuaţiilor de circuit.

$$0{,}4\,x + 0{,}4\,y - 0{,}5(z-y+15) = 0,$$
$$-0{,}4\,y + 0{,}6\,(x-y-100) - 0{,}25\,z = 0,$$
$$0{,}4\,x + 0{,}6\,(x-y-100) = 5.$$

Sistemul de ecuaţii ne dă $x = 50$ A, $y = -25$ A, $z = -20$A, de unde rezultă curenţii şi tensiunile din figura V.34.

2. Metoda ecuaţiilor de noduri (sau metoda tensiunilor la noduri). Ca necunoscute se fixează tensiunile din noduri, U_a şi U_b (mărimi de fază în cazul curentului alternativ) şi se scrie ecuaţia întîi a lui Kirchhoff pentru nodul a şi b ($\Sigma I = 0$)

$$\frac{220-U_a}{0{,}4} + \frac{U_b - U_a}{0{,}4} + \frac{215 - U_a}{0{,}6} = 100 \text{ (nodul a)},$$

$$\frac{220-U_b}{0{,}5} + \frac{U_a - U_b}{0{,}4} + \frac{215 - U_b}{0{,}25} = 15 \text{ (nodul b)}.$$

Se obţine U_a = 2oo V, U_b = 21o V, precum şi curenţii de linie din figura V.34. Deoarece curenţii se calculează din diferenţe de tensiuni, tensiunile trebuie calculate cu mare precizie. Dacă de exemplu tensiunea U_b ar fi fost calculată cu o eroare de o,5%, adică 1 V, căderea de tensiune între B şi b ar fi rezultat de 4 sau 6 V în loc de 5 V, curentul de 16 sau 24 A în loc de 2oA, adică eroarea la curent ar fi fost de 2o%! Folosind maşini electronice de calculat, precizia calculelor este mai mult decît satisfăcătoare.

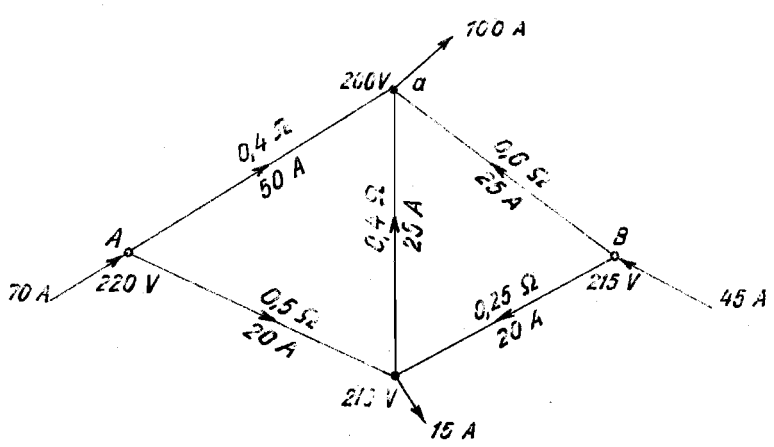


Fig. V.34. Soluţia problemei din figura V.32.

3. <u>Transformări de reţele.</u> Reţeaua din figura V.32 se poate rezolva şi prin simplificarea reţelei prin transformări succesive. Metoda transformărilor de reţea cere multă atenţie pentru a nu greşi. Transformările alese pot diferi între ele. Aici vom prezenta una din căile posibile.

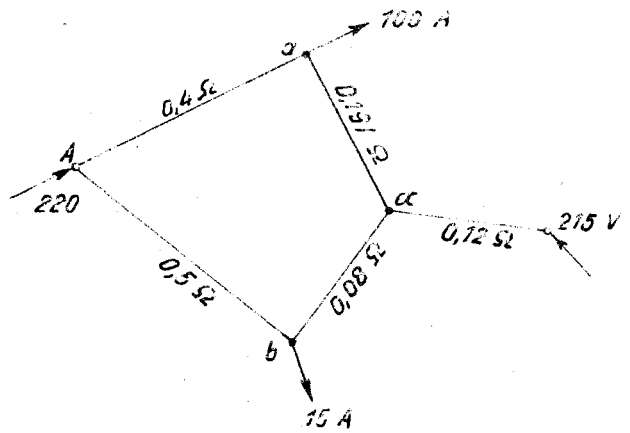


Fig. V.35. Reţeaua după prima transformare.

1. Triunghiul aBb din figura V.32 se înlocuieşte cu o stea cu nulul în α (fig.V.35). Avem

$$R_{a\alpha} = \frac{R_{ab} \cdot R_{aB}}{R_{ab}+R_{aB}+R_{bB}} = \frac{0,4 \cdot 0,6}{1,25} = 0,191\ \Omega$$

şi analog

$$R_{b\alpha} = \frac{0,4 \cdot 0,25}{1,25} = 0,08\ \Omega ,$$

$$R_{B\alpha} = \frac{0,6 \cdot 0,25}{1,25} = 0,12\ \Omega .$$

Aceste valori sînt trecute în figura V.35.

2. Curenţii din a şi b se aruncă în A şi α . Avem în A,de la curentul de 100 A

$$100 \frac{0,191}{0,591} = 32,5\ A ,$$

iar de la curentul de 15A

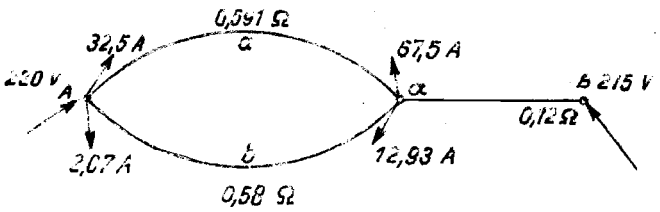


Fig. V.36. Reţeaua după a doua transformare.

$$15 \frac{0,08}{0,58} = 2,07\ A.$$

Rezultă situaţia din figura V.36.

3. Cele două ramuri în paralel între A şi α ,acum fără sarcini se înlocuiesc cu una echivalentă de

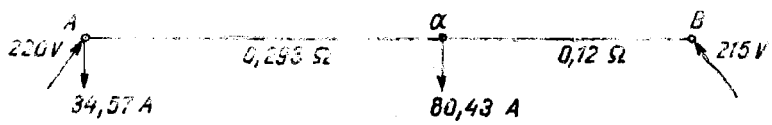


Fig. V.37. Reţeaua după a treia transformare.

$$\frac{0,591 \cdot 0,58}{0,591+0,58} = 0,293\ \Omega,$$

iar sarcinile lui A şi de asemenea cele din α se însumează (fig. V.37).Curentul din A va fi

$$I_A = 34,57 + \frac{220-215}{0,293+0,12} + 80,43 \frac{0,12}{0,293+0,12} = 70\ A.$$

Din acest curent, corespunzător figurii V.36, 32,5 A curg prin ramura Aa, 2,07 A prin ramura Ab, iar restul de 35,43 A se repartizează pe ramurile în paralel, corespunzător cu rezistenţele lor. Pe ramura Aa va curge deci curentul

$$I_{Aa} = 32,5 + 35,43 \frac{0,58}{0,591+0,58} = 50\ A.$$

Cu aceasta problema este aproape rezolvată, deoarece se obţine imediat

$$I_{Ab} = 70-50 = 20 \text{ A},$$

$$U_A = 220 - 0,4 \cdot 50 = 200 \text{ V},$$

$$U_b = 220 - 0,5 \cdot 20 = 210 \text{ V},$$

$$I_{ba} = \frac{210-200}{0,4} = 25 \text{ A},$$

$$I_{Ba} = 100 - 50 - 25 = 25 \text{ A},$$

$$I_{Ba} = 15 + 25 - 20 = 20 \text{ A},$$

$$I_B = 25 + 20 = 45 \text{ A}.$$

4. <u>Dimensionarea reţelelor buclate</u>. Dimensionarea, adică alegerea secţiunii presupune cunoscută circulaţia de curenţi, iar aceasta depinde de rezistenţe, deci de secţiuni. Prin urmare, în cazul general, soluţia nu se poate obţine decît prin aproximări succesive. La acele reţele buclate însă la care configuraţia şi sarcinile prezintă simetrie şi uniformitate, dimensionarea nu întîmpină dificultăţi. Aceasta este situaţia la oraşe nou proiectate, sau la această formă se aduc prin aproximare configuraţiile reale pentru a se putea efectua calcule, chiar dacă rezultatele aproximează grosolan realitatea. Pentru exemplificare vom considera reţeaua de cabluri din figura V.38, cu sarcini uniform repartizate, reprezentate la mijlocul tronsoanelor, reţeaua fiind alimentată din puncte (posturi de transformare) la dis-

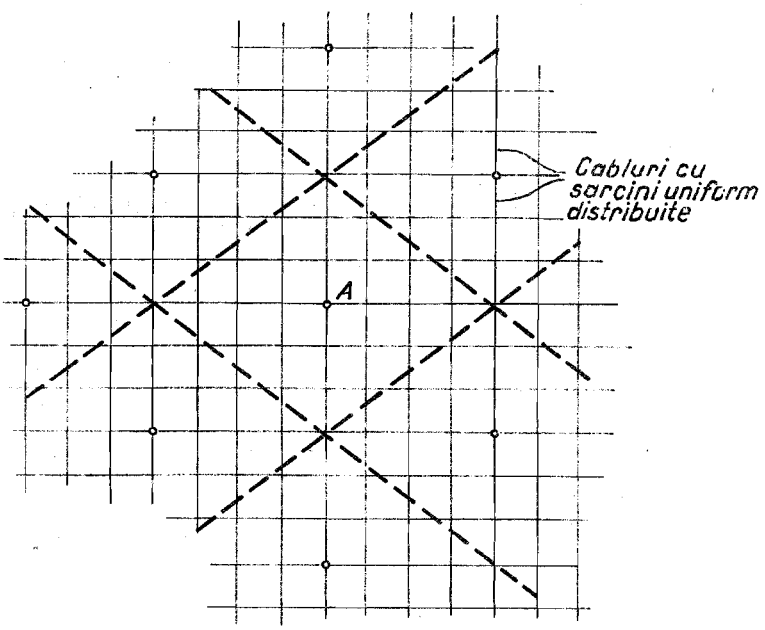


Fig. V.38. Reţeaua buclată simetrică.

tanţe egale, notate prin cerculeţe. Din motive de simetrie se poate admite că consumatorii se vor alimenta de la posturile de transformare cele mai apropiate, rezultînd sectoare, ale căror limite, reprezentate prin linii întrerupte, nu sînt parcurse de curent. Aici tensiunile vor fi minime, iar cablurile se pot secţiona, fără ca prin aceasta repartizarea curenţilor să se modifice. Astfel rezultă,de exemplu pentru postul A, patru reţele ramificate, dintre care una este reprezentată în figura V.39. Aici circulaţia curenţilor se stabileşte cu uşurinţă şi se aleg secţiunile. In realitate sarcinile fiind întru cîtva datorite de cele de calcul, şi circulaţia de curenţi, precum şi locul şi valoarea tensiunilor minime vor diferi de ceea ce s-a presupus în calcul, însă rostul buclării este tocmai de a asigura şi o într-ajutorare a posturilor de transformare în alimentarea consumatorilor. La ieşirea din funcţie a unui post, sarcinile sînt preluate spontan de mai multe posturi din jur.

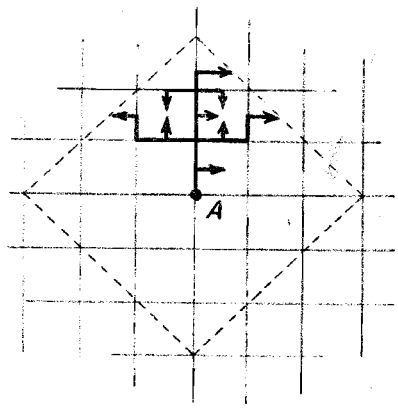


Fig. V.39. Secţionarea reţelei buclate.

Capitolul VI

PROBLEMELE IZOLATIEI

A. PROBLEMA NIVELELOR DE TENSIUNE

Tensiunile conductoarelor faţă de pămînt sînt, în exploatare normală, în regim simetric, aproximativ egale cu U_{nf}. Dacă o fază ajunge la pămînt, la reţele cu nulul liber, fazele neavariate obţin faţă de pămînt tensiuni de ordinul celei între faze. Fenomene de comutaţie în reţea produc adesea supratensiuni (numite interioare) care ating valoarea $3\mu_{nfmax}$ (de trei ori valoarea de amplitudine a tensiunii de fază). Descărcările atmosferice produc supratensiuni atmosferice (sau exterioare) care pot fi mult mai mari, însă sînt de durată mai mică (1o...1oo μs). Efectul corona, dar mai ales aparatele de protecţie moderne, descărcătoarele, le reduc mult amplitudinea. Izolaţia liniilor, a aparatelor şi a maşinilor electrice trebuie să reziste la supratensiuni şi de aceea se încearcă la tensiuni superioare acestora: nivelul de izolaţie trebuie să fie superior nivelului supratensiunilor. Cu apariţia şi răspîndirea liniilor de foarte înaltă tensiune (22o , 33o, 4oo, 5oo kV), costul izolaţiei a devenit de importanţă primordială. De aceea, azi nu se supradimensionează izolaţia, ca în trecut, ci se iau măsuri tot mai eficace, pe baza cercetărilor în laborator şi în exploatare, de a reduce nivelul de izolaţie al echipamentului electric, reducînd pentru aceasta şi supratensiunile exterioare (prin perfecţionarea descărcătoarelor) şi cele interioare. Împotriva loviturilor directe de trăsnet staţiile se protejează prin paratrăsnete.

La punerea unui conductor la pămînt, acesta conduce curenţi , concentraţi în special la locul de punere la pămînt.

Căderile de tensiune care rezultă apar sub forma tensiunii de atingere şi a tensiunii de pas, periculoase pentru oameni şi animale.

1. Lanţul de izolatoare. Asigurarea unui nivel suficient de mare de izolare necesită punerea în serie a mai multor elemente de izolator. Din cauza capacităţilor faţă de pământ, tensiunea nu se repartizează uniform pe elemente, ceea ce împiedică folosirea completă a capacităţii de izolare a tuturor elementelor de izolator. O problemă asemănătoare apare şi la întrerupă - toarele moderne de înaltă tensiune, cu aer comprimat, la care, în stare deschisă, tensiunea se repartizează pe perechile de contacte conectate în serie, corespunzător cu capacităţile între contacte şi capacităţile faţă de pământ. Chiar şi la un transformator, repartizarea tensiunii la fenomene tranzitorii rapide nu este proporţională cu numărul de spire. Dacă o tensiune se aplică brusc la bornele înfăşurării transformatorului (tensiune de şoc sau im - puls), în primul moment nu va trece curent prin înfăşurare (din cauza inductivităţii curentul nu poate să varieze brusc), de aceea rămîn eficace numai capacităţile între spire, capacităţile între galeţi şi capacităţile între spire sau galeţi şi pământ. Din cauza acestora din urmă repartizarea tensiunii pe înfăşurare este neuniformă, ca şi la lanţul de izolatoare.

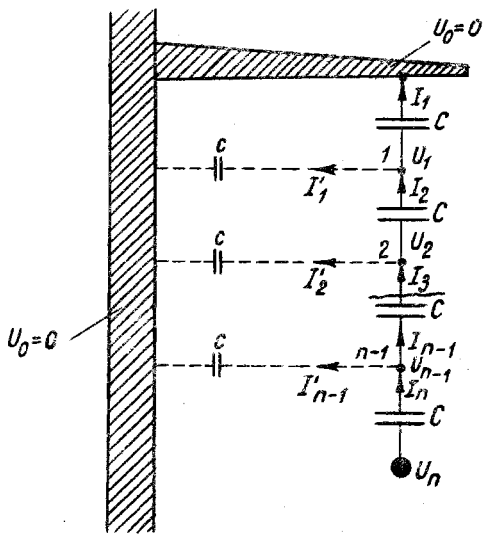


Fig. VI.1. Lanţ de capacităţi.

Lanţul de izolatoare reprezintă prin urmare unul din cazurile de mare importanţă, unde se urmăreşte repartizarea uniformă a tensiunii pe un lanţ de capacităţi. De aceea, problema va fi analizată mai jos.

In figura VI.1 se reprezintă un lanţ de capacităţi C în serie (capacităţile întrearmături) şi capacităţile c faţă de pământ.

In figură se vede că

$$I_n > I_{n-1} > \cdots > I_2 > I_1 \ . \qquad (VI.1)$$

Inmulţind (VI.1) cu $X_c = \frac{1}{\omega C}$ se obţin căderile de tensiune pe capacităţile în serie

$$\Delta U_n > \Delta U_{n-1} > \cdots > \Delta U_2 > \Delta U_1 \ . \qquad (VI.2)$$

Problema este de a găsi analitic în ce măsură repartizarea tensiunii este neuniformă.

Avem

$$\begin{aligned} I_2 &= I_1 + I_1' \quad \text{(nodul 1)}, \\ I_3 &= I_2 + I_2' \quad \text{(nodul 2)}, \\ &\vdots \\ I_{x+1} &= I_x + I_x' \quad \text{(nodul x)}, \\ &\vdots \\ I_n &= I_{n-1} + I_{n-1}' \quad \text{(nodul n-1)}. \end{aligned} \qquad (VI.3)$$

Exprimînd curenţii prin tensiuni, se obţine în nodul x:

$$(U_{x+1} - U_x)\omega C = (U_x - U_{x-1})\omega C + U_x \omega \Theta \qquad (VI.4)$$

sau

$$U_{x+1} - (2 + \frac{\Theta}{C}) U_x + U_{x-1} = 0 \ . \qquad (VI.5)$$

In această ecuaţie, x poate avea numai valori întregi. Punînd x = 1 se obţine

$$U_2 - (2 + \frac{\Theta}{C}) U_1 + U_o = 0. \qquad (VI.6)$$

Dînd valori arbitrare lui U_1 şi U_o (s-a considerat $U_o = 0$), relaţia (VI.6) ne dă pe U_2 în funcţie de U_1 şi U_o. Punînd x = 2, (VI.5) ne dă apoi, ţinînd seama de (VI.6), pe U_3 în funcţie de U_1 şi U_o etc. Prin urmare U_1 şi U_o apar ca nişte constante arbitrare de integrare; relaţia (VI.5) prezintă asemănare cu o ecuaţie diferenţială de ordinul 2.

Incercăm soluţia

$$U_x = A\, e^{\lambda x} \ , \qquad (VI.7)$$

adică

$$U_{x+1} = A\, e^{\lambda(x+1)} = e^{\lambda} \cdot A\, e^{\lambda x} = e^{\lambda} U_x$$

$$U_{x-1} = A\, e^{\lambda(x-1)} = e^{-\lambda} \cdot A\, e^{\lambda x} = e^{-\lambda} U_x \,. \qquad \text{(VI.8)}$$

Introducînd (VI.8) în (VI.5) se obţine

$$e^{\lambda} - (2 + \frac{c}{C}) + e^{-\lambda} = 0$$

sau

$$\mathrm{ch}\,\lambda = \frac{e^{\lambda} + e^{-\lambda}}{2} = 1 + \frac{c}{2C} \,. \qquad \text{(VI.9)}$$

Rezultă pentru λ două valori: $\pm\lambda$, iar din (VI.7)

$$U_x = A_1\, e^{\lambda x} + A_2\, e^{-\lambda x} = B_1\, \mathrm{ch}\,\lambda x + B_2\, \mathrm{sh}\,\lambda x. \qquad \text{(VI.10)}$$

Dacă $x = 0$, trebuie ca $U_x = U_o = 0$. Din (VI.10) rezultă $B_1 = 0$. Prin urmare

$$U_x = B_2\, \mathrm{sh}\,\lambda x \,. \qquad \text{(VI.11)}$$

Dacă $x = n$, (VI.11) ne dă

$$U_n = B_2\, \mathrm{sh}\,\lambda n \,. \qquad \text{(VI.12)}$$

Din (V .12) se determină B_2 şi se înlocuieşte în (VI.11)

$$U_x^* = \frac{U_x}{U_n} = \frac{\mathrm{sh}\,\lambda x}{\mathrm{sh}\,\lambda n} \,. \qquad \text{(VI.13)}$$

Dacă $c \ll C$, atunci (relaţia V.9) $\lambda \to 0$, iar (VI.13) ne dă o nedeterminare, care se ridică înlocuind numărătorul şi numitorul cu derivatele lor în raport cu λ

$$U_x^* = \lim_{\lambda \to n} \frac{\mathrm{sh}\,\lambda x}{\mathrm{sh}\,\lambda n} = \lim_{\lambda \to 0} \frac{x\, \mathrm{ch}\,\lambda x}{n\, \mathrm{ch}\,\lambda n} = \frac{x}{n} \,. \qquad \text{(VI.14)}$$

După cum era de aşteptat, în lipsa capacităţilor la pământ, tensiunile se repartizează uniform pe lanţul de izolatoare. Variaţia tensiunii în lungul lanţului este dată în figura VI.2.

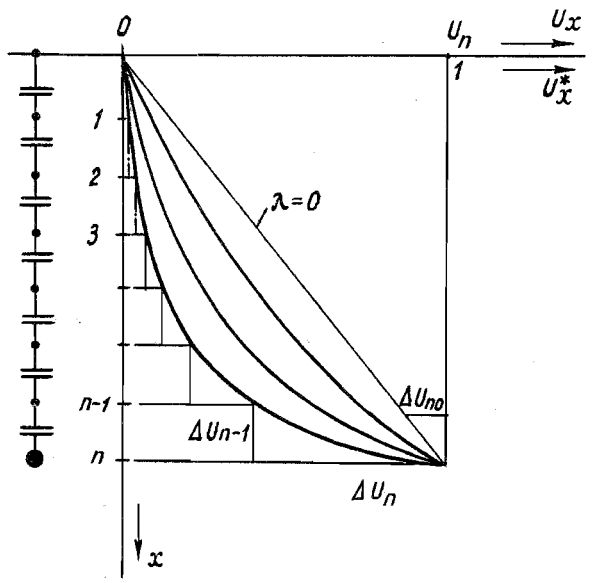


Fig. VI.2. Repartizarea tensiunii pe lanţul de izolatoare.

Dacă $\lambda \ll 1$ (fără a fi însă egal cu zero) se obţine din (VI.9)

$$\operatorname{ch}\lambda \cong 1 + \frac{\lambda^2}{2} = 1 + \frac{c}{2C},$$

$$\lambda^2 = \frac{c}{C}. \qquad \text{(VI.15)}$$

Din (VI.13), dacă şi $\lambda n \ll 1$

$$\Delta U_n \cong d\,U_x\Big|_{\substack{x=n\\ dx=1}} = U_n \frac{\lambda \operatorname{ch}\lambda n}{\operatorname{sh}\lambda n} \cong$$

$$\cong U_n \frac{\lambda\left(1+\frac{(\lambda n)^2}{2}\right)}{\lambda n\left(1+\frac{(\lambda n)^2}{6}\right)} \cong$$

$$\cong U_n \frac{1+\frac{(\lambda n)^2}{3}}{n}. \qquad \text{(VI.16)}$$

Dacă $\lambda = 0$, (VI.16) ne dă

$$\Delta U_{no} = \frac{U_n}{n}. \qquad \text{(VI.17)}$$

Creşterea relativă a tensiunii pe ultimul element al lanţului, faţă de o repartizare uniformă este deci din (VI.16),(VI.17) şi (VI.15)

$$\frac{\Delta U_n - \Delta U_{no}}{\Delta U_{no}} = \frac{\lambda^2 n^2}{3} = \frac{1}{3}\, n^2\, \frac{c}{C}. \qquad \text{(VI.18)}$$

Ea este deci proporţională cu pătratul numărului de elemente şi valoarea relativă a capacităţii faţă de pământ.

Trebuie remarcat faptul că în realitate, capacitatea c faţă de pământ nu este constantă, ceea ce modifică repartiza-

rea tensiunii faţă de cea calculată. In particular, armăturile de protecţie ale lanţului de izolatoare (inele, coarne)pot influenţa favorabil repartizarea tensiunii pe elementele lanţului.

2. Coordonarea izolaţiei. Tensiunea de conturnare sau de străpungere a izolaţiei este funcţie de timpul cît se aplică tensiunea. Ea se reprezintă prin caracteristica tensiune-timp, ca aceea din figura V.3.

Coordonarea izolaţiei are ca scop asigurarea nivelelor de tensiuni în aşa fel încît străpungerea sau conturnarea izolaţiei să nu se producă. Există două principii de coordonare a izolaţiei:

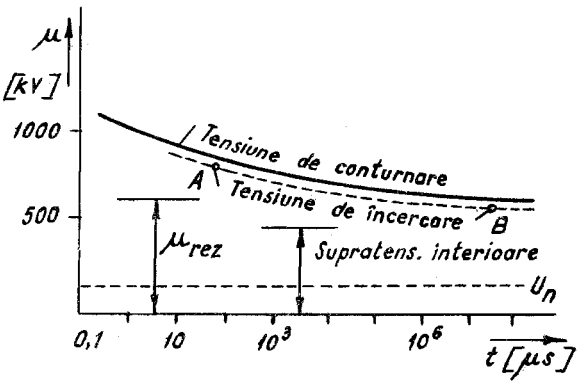


Fig. VI.3. Caracteristica tensiune-timp a izolaţiei.

- După principiul reprezentat în figura VI.3 există două nivele de tensiuni: tensiunea de încercare a izolaţiei şi supratensiunea maximă care poate să apară în exploatare; aceasta din urmă este, timp de maximum 100 μs tensiunea reziduală la descărcător (căderea de tensiune pe descărcător la trecerea curentului de impuls),respectiv o supratensiune de comutaţie care poate fi de o durată mult mai mare. Descărcătorul nu are voie să se amorseze la supratensiuni interioare, deoarece în afară de cîteva construcţii recente, nu rezistă timp mai îndelungat la curenţi mari, pe care nu este în stare să-i întrerupă. Tensiunea de încercare trebuie să fie cu aproximativ 20% mai mare decît supratensiunea care poate solicita izolaţia. A reprezintă tensiunea de încercare la impuls (undă de şoc de 1/50 μs , undă plină sau tăiată), B tensiunea de încercare (valoare de amplitudine) cu curent alternativ, 50 Hz, timp de 1 minut.

- Principiul de coordonare cu trei nivele de tensiuni intercalează între nivelele de mai sus tensiunea de conturnare a izolaţiei liniei aeriene. Prin aceasta se caută să se obţină o siguranţă mărită,pentru cazul, că nu ar funcţiona descărcătorul de

protecţie. Atunci se produce conturnarea la izolatoarele liniei şi nu în staţie. In acest fel însă nivelul de izolaţie pentru echipamentul staţiei creşte şi echipamentul devine mai scump. Azi se consideră, că funcţionarea descărcătoarelor este suficient de sigură şi se renunţă la nivelul de tensiune mijlociu. Tensiunea de conturnare a izolaţiei liniei variază în exploatare, prezentînd dispersii mari în jurul valorii medii. De aceea, între primul şi al treilea nivel rezultă o mare diferenţă de tensiune. Pentru a reduce această diferenţă de tensiune, se folosesc eclatoare, adică distanţe disruptive de siguranţă, reglate la o valoare precisă a tensiunii de străpungere.

B. SUPRATENSIUNI ATMOSFERICE

Supratensiunile atmosferice apar prin lovituri directe de trăsnet pe conductoarele liniei sau ca supratensiuni induse, produse prin descărcarea unui nor într-un nor vecin sau spre pămînt, în apropierea liniei.

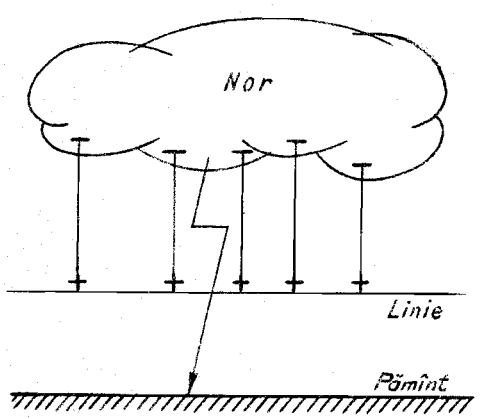


Fig. VI.4. Apariţia supratensiunilor atmosferice prin descărcare indirectă.

Figura VI.4 reprezintă modul cum apar sarcinile libere, care produc supratensiunea indusă între linie şi pămînt. Iniţial, norul fiind încărcat, pe linie apar sarcini de semn contrar. Aceste sarcini însă nu se pot deplasa, fiind legate de sarcinile de pe nor. Dacă sarcinile norului ajung la pămînt, ele nu mai sînt legate şi deci şi sarcinile de pe conductoarele liniei se pot deplasa liber. Jumătate din sarcini (fig. VI.5) se va deplasa într-un sens (unda directă), jumătate în sens contrar (unda inversă).

Prezenţa sarcinilor (q Cb/m) înseamnă existenţa unei tensiuni

$$u = \frac{q}{C_{(o)}} \quad , \qquad (VI.19)$$

$C_{(o)}$ fiind capacitatea pe unitate de lungime între conductoare şi pămînt. Sarcinile fiind în mişcare rezultă un curent

$$i = \pm v \cdot q . \qquad (VI.2o)$$

Din (VI.19) şi (VI.2o)

$$\frac{u}{i} = \frac{1}{\pm v.C_{(o)}} = \pm z. \qquad (VI.21)$$

Intre u şi i există deci o pro - porţionalitate, exprimată prin mărimea z, numită impedanţă de undă.

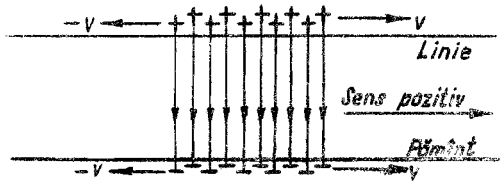


Fig.VI.5. Deplasarea sarcinilor.

1. Unde de supratensiune. Fenomenele tranzitorii la linii se prezintă sub formă de unde, adică mărimile electrice sînt constante faţă de un observator care se deplasează cu viteza v. Această viteză se consideră de aceea viteza undei. Cele afirmate rezultă din ecuaţiile telegrafiştilor, dezvoltate mai jos.

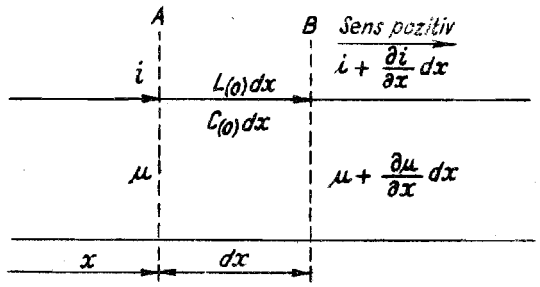


Fig. VI.6. Variaţia lui u şi i pe o lungime dx a liniei.

In figura VI.6 s-a prezentat o porţiune infinitezimală de linie, avînd parametrii $L_{(o)}$ şi $C_{(o)}$ pe unitate de lungime. $R_{(o)}$ şi $G_{(o)}$ se consideră neglijabile; de fapt pe ele se produc pierderi, care duc la amortizarea undelor; prin faptul că ele nu s-au luat în considerare rezultă unde neamortizate, iar calculele devin simple.

Căderea de tensiune de la A la B este

$$-\frac{\partial u}{\partial x} dx = L_{(o)} dx. \frac{\partial i}{\partial t} , \qquad (VI.22)$$

iar micşorarea curentului, prin încărcarea capacităţii, rezultă

$$-\frac{\partial i}{\partial x} dx = C_{(o)} dx. \frac{\partial u}{\partial t} \qquad (VI.23)$$

sau

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = L_{(o)} \frac{\partial i}{\partial t} , \qquad (VI.22')$$

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = C_{(o)} \frac{\partial u}{\partial t} . \qquad (VI.23')$$

Acestea sînt ecuaţiile telegrafiştilor. Eliminînd din ele pe i rezultă

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = L_{(o)} C_{(o)} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} . \qquad (VI.24)$$

Se observă că $L_{(o)}C_{(o)}$ are dimensiunea lui $\frac{t^2}{x^2}$, adică inversul unei viteze la pătrat. De aceea se notează $L_{(o)}C_{(o)} = \frac{1}{v^2}$, sau

$$v = \frac{1}{\sqrt{L_{(o)} C_{(o)}}} . \qquad (VI.25)$$

Astfel

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = v^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} . \qquad (VI.26)$$

In expresia (VI.25) parametrii au expresii de forma

$$L_{(o)} \cong \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D_m}{r_m},$$

$$C_{(o)} \cong \frac{\varepsilon_o \, 2\pi}{\ln \frac{D_m}{r_m}} ,$$

de unde

$$v \cong \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_o \, \mu_o}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{4\pi 9 . 10^9} . 4\pi . 10^{-7}}} = 3 . 10^8 [m/s] \qquad (VI.27)$$

Aceasta este viteza de propagare a luminii în vid. La cabluri $\varepsilon \cong 4 \, \varepsilon_o$; din (VI.27) rezultă pentru v jumătate din viteza de propagare a luminii.

Ecuaţia telegrafiştilor sub forma (VI .26) este satisfăcută de orice funcţie u a argumentului $x-vt$.

$$u = u(x-vt), \qquad (VI.28)$$

sau orice funcţie u' a argumentului $x+vt$

$$u' = u'(x+vt), \qquad (VI.29)$$

ceea ce se verifică prin înlocuire. Pentru un observator care se deplasează cu viteza v în sens pozitiv $x = vt$, deci $u = \text{const.}$; prin urmare (VI.28) reprezintă o undă directă. Pentru un observator care se deplasează cu viteza v în sens negativ $x = -vt$, deci $u' = \text{const.}$; prin urmare (VI.29) reprezintă o undă inversă.

Soluţia generală a ecuaţiei (VI.26) este funcţia

$$u(x-vt) + u'(x+vt), \qquad (VI.30)$$

adică tensiunea rezultantă apare din suprapunerea celor două unde de tensiune.

Impedanţa de undă se obţine înlocuind (VI.25) în (VI.21)

$$z = \frac{1}{v\,C_{(o)}} = \frac{\sqrt{L_{(o)}C_{(o)}}}{C_{(o)}} = \sqrt{\frac{L_{(o)}}{C_{(o)}}} \,. \qquad (VI.31)$$

Inlocuind şi expresiile lui $L_{(o)}$ şi $C_{(o)}$ se obţine

$$z = \sqrt{\frac{\frac{\mu_o}{2\pi}\ln\frac{D_m}{r_m}}{\frac{\varepsilon_o}{2\pi}\ln\frac{D_m}{r_m}}} = \frac{\frac{4\pi\,10^{-7}}{2\pi}}{\frac{2\pi}{4\pi\,9.10^9}}\ln\frac{D_m}{r_m} =$$

$$= 60.2{,}3\lg\frac{D_m}{r_m} = 60.2{,}3(2\ldots3) \cong 270\ldots420\,\Omega\,. \qquad (VI.32)$$

S-a considerat $\frac{D_m}{r_m} = 100\ldots1\,000$. Valoarea mai mare a lui z apare la linii cu conductoare simple, iar valoarea mai mică

la linii noi de înaltă tensiune, construite cu conductoare fasciculare. La cabluri z este cam de 10 ori mai mic (30... ...40 Ω).

Expresia curentului undei directe este

$$i = i(x-vt) = \frac{u(x-vt)}{z} , \qquad (VI.33)$$

iar expresia curentului undei inverse este

$$i' = i'(x+vt) = -\frac{u'(x+vt)}{z} . \qquad (VI.34)$$

Semnul minus apare corespunzător relaţiilor (VI.20) şi(VI.21), datorită sensului negativ de deplasare al sarcinilor undei inverse.

Curentul rezultant este

$$\frac{u(x-vt)}{z} - \frac{u'(x+vt)}{z} . \qquad (VI.35)$$

Ecuaţia (VI.26) determină numai caracterul de undă al fenomenelor de pe linie, fără a determina şi forma undei. Aceasta rezultă din repartiţia iniţială (la t = o) a sarcinilor, deci şi a tensiunii, determinată de sarcinile din nor. Aceasta este o funcţiune $u_o(x)$, presupusă cunoscută. Din (VI.30) la t = o

$$u(x) + u'(x) = u_o(x) . \qquad (VI.36)$$

Sarcinile fiind legate de nor, curentul la t = o este zero. Rezultă deci din (VI.35)

$$u(x) - u'(x) = o. \qquad (VI.37)$$

Din (VI.36) şi (VI.37) se obţine

$$u(x) = u'(x) = \frac{u_o(x)}{2} , \qquad (VI.38)$$

adică tensiunea fiecărei unde apare prin înjumătăţirea tensiunii iniţiale (fig. VI.5).

2. Efectul corona. Tensiunile iniţiale sînt mari; intensitatea cîmpului electric la suprafaţa conductorului depăşeşte în general valoarea critică şi apar deci descărcări, pierderi de sarcini, care micşorează tensiunea undei de supratensiune călătoare pînă la sosirea ei într-o staţie, la 1...2 MV. Se consideră că sarcinile, sub acţiunea cîmpului intens se deplasează radial, pînă la o distanţă unde $E = E_{cr}$. Dincolo de această distanţă $E < E_{cr}$ şi deci insuficient pentru a ioniza aerul şi a produce deplasarea sarcinilor. In interiorul cilindrului astfel format, datorită sarcinilor spaţiale E se micşorează pînă aproape de E_{cr}.

Tensiunea la care apare efectul corona se numeşte tensiune critică. In regim trifazat simetric

$$U_f = \frac{q}{C_{1(o)}} . \qquad (VI.39)$$

Aici q este sarcina, pe unitate de lungime, repartizată pe n conductoare parţiale care formează conductorul fascicular complex. In cazul liniilor nefasciculare, conductorul unei faze este o funie simplă, deci n = 1. La suprafaţa unei funii componente E este determinat în mod preponderent de sarcina q/n de pe conductorul respectiv.

$$E = \frac{q}{n\ \varepsilon_o\ 2\pi r} . \qquad (VI.40)$$

Eliminînd pe q din (VI.39) şi (VI.40) se obţine

$$U_f = \frac{E\ n\ \varepsilon_o\ 2\pi r}{C_{1(o)}} . \qquad (VI.41)$$

Aici

$$C_{1(o)} = \frac{\varepsilon_o\ 2\pi}{\ell n\ \frac{D_m}{r_m}} . \qquad (VI.42)$$

Prin urmare

$$U_f = E\, n\, r\, \ln \frac{D_m}{r_m} \qquad (VI.43)$$

şi

$$U_{cr} = \sqrt{3}\, U_{crf} = \sqrt{3}\, E_{cr_{ef}} \cdot n\, r \cdot 2{,}3 \log \frac{D_m}{r_m} =$$

$$= \sqrt{3} \cdot 21 \cdot n\, r_{cm}\, 2{,}3 \log \frac{D_m}{r_m} = 83\, n\, r_{cm} \log \frac{D_m}{r_m} \cdot \qquad (VI.44)$$

În această expresie $E_{cr\ ef}$ s-a considerat de 21 kV/cm; în mod corespunzător r trebuie înlocuit cu cm. Relaţia este valabilă pentru aer uscat, presiune atmosferică normală, suprafaţa conductorului netedă. Pentru condiţii diferite de acestea se aplică relaţiei coeficienţi de corecţie subunitari. Pentru timp urît se recomandă relaţia

$$U_{cr} = 57\, n\, r_{cm} \log \frac{D_m}{r_m} \cdot \qquad (VI.45)$$

Relaţiile obţinute scot în evidenţă că la conductoare fasciculare U_{cr} creşte aproape proporţional cu n, deci tensiunea de exploatare poate fi mărită simţitor prin alegerea lui $n \geqslant 2$. Este adevărat că la conductoare fasciculare creşte şi r_m, dar acest fapt influenţează puţin pe U_{cr}, deoarece r_m este sub semnul logaritmului.

Din punctul de vedere al undelor de supratensiune, apariţia efectului corona este avantajoasă, pentru că aplatizează unda de tensiune şi micşorează amplitudinea. Evident, în acest caz, fenomenele de propagare nu mai pot fi studiate cu ecuaţiile telegrafiştilor cu coeficienţi constanţi.

Reflectarea undelor. Undele de supratensiune au forme variate. Cele mai periculoase sînt undele de formă dreptunghiulară (fig. VI.7,a). Această formă apare atunci cînd se închide un întrerupător (I) şi contactele fiind suficient de apropiate sare o scînteie şi tensiunea dinaintea întrerupătorului înaintează înspre partea lipsită de tensiune. De fapt frontul undei se aplatizează în timpul înaintării. De aceea, unda dreptunghiulară prezintă interes în special pentru calcul, fiind forma cea mai simplă de undă. La încercări se foloseşte unda de impuls standard, cu durata frunţii (frontului) de 1 ... s (adică de

lungime de 10^{-6}s x 3.10^{8} m/s = 300 m) şi cu timpul de înjumătăţire a tensiunii maxime (fig. VI.7,b) de 50 μs. Se mai folosesc şi alte tipuri de unde, în particular unde de impuls retezate, la care coama este tăiată, de exemplu în T (fig.VI.7,b).

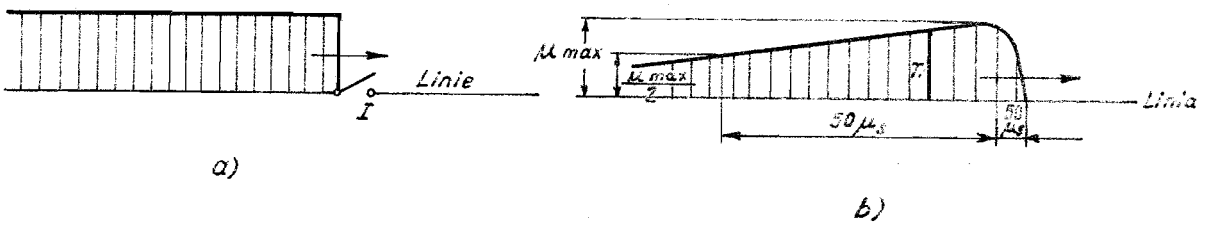


Fig. VI.7. Unde de supratensiune.

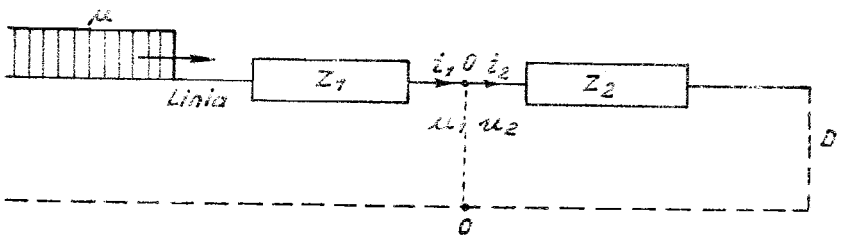


Fig. VI.8. Obstacol în lungul liniei.

Dacă în lungul liniei apare o modificare a impedanţei de undă sau un element concentrat R, L sau C, zicem că unda trece printr-un obstacol. În figura VI.8, obstacolul apare în O unde z_1 se schimbă în z_2. In O unda directă, incidentă u, se reflectă parţial, apărînd astfel unda reflectată u' care se suprapune undei incidente, astfel că tensiunea rezultantă în stînga lui O este

$$u_1 = u + u' ,$$

iar parţial pătrunde dincolo de O, formînd unda refractată u_2.

Se presupune că unda refractată nu este reflectată din D înapoi în O în timpul în care se examinează fenomenele în O.

Cum în O există o singură tensiune, rezultă

$$u_1 = u + u' = u_2 , \qquad (VI.46)$$

şi analog pentru curenţi

$$i_1 = i + i' = i_2 . \qquad (VI.47)$$

Înlocuind (VI.33) şi (VI.34) în (VI.47) rezultă

$$u - u' = i_2 z_1 . \qquad (VI.48)$$

Adunînd (VI.46) cu (VI.48) se obţine

$$2u = i_2 z_1 + u_2 . \qquad (VI.49)$$

Acestei relaţii îi corespunde schema echivalentă din figura VI.9. Se observă că tensiunea u_2 la obstacol este tensiunea remanentă pe z_2, după scăderea din dublul tensiunii incidente ($2u$) a căderii $i_2 z_1$ pe impedanţa de undă a liniei.

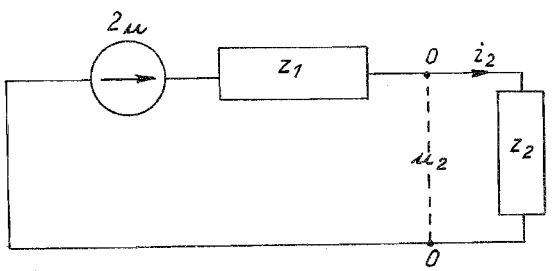


Fig. VI.9. Schemă echivalentă pentru determinarea tensiunii u_2 la un obstacol.

Dacă linia este în gol, atunci $i_2 = 0$ şi deci $u_2 = 2u$, adică unda reflectată, egală cu cea incidentă, produce dublarea tensiunii la capătul liniei.

Dacă linia este în scurtcircuit, atunci $u_2 = 0 (z_2 = 0)$ şi deci din (VI.49) sau direct din figura VI.9

$$i_2 = \frac{2u}{z_1} , \qquad (VI.50)$$

adică curentul se calculează din tensiunea în gol $2u$ şi impedanţa de undă a liniei. Cum $\frac{u}{z_1} = i$, rezultă

$$i_2 = 2i ,$$

adică curentul la capătul scurtcircuitat este dublul curentului undei incidente. Dublarea este efectul undei reflectate, căci $u' = -u$ şi $i' = -\frac{u'}{z_1} = \frac{u}{z_1} = i$ şi deci $i_2 = i_1 = i + i' = 2i$.

Fenomenele se pot urmări în figura VI.10. Prin suprapunerea sarcinilor, tensiunea se dublează sau se anulează, corespunzător cu semnul sarcinilor. Curentul are valoarea corespun-

zătoare semnului sarcinilor şi sensului în care acestea străbat suprafaţa A-A.

În cazul cînd într-o staţie sosesc n linii aeriene, avem

$$z_1 = z,$$

$$z_2 = \frac{z}{n-1},$$

iar din figura VI.9

$$u_2 = 2u\frac{z_2}{z_1 + z_2} = 2u\frac{\frac{z}{n-1}}{z + \frac{z}{n-1}} = \frac{2u}{n}. \qquad (VI.51)$$

Dacă n = 1 avem cazul liniei în gol şi rezultă $u_2 = 2u$. Dacă n = 2 avem o staţie de trecere, $u_2 = u$, adică tensiunea undei nu se modifică. Dacă n este mare, situaţia este asemănătoare ca la scurtcircuit, $u_2 \cong 0$ şi deci nu se necesită nici o protecţie împotriva supratensiunilor.

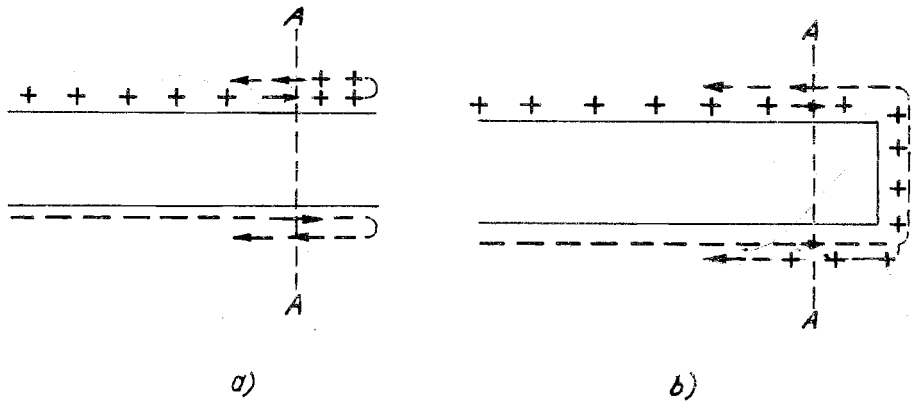


Fig. VI.lo. Linie în gol şi în scurtcircuit.

La intrarea într-un cablu $z_2 \ll z_1$, deci din nou $u_2 \cong 0$. Deci existenţa unor plecări în cablu micşorează mult supratensiunile.

Prezenţa într-o staţie terminală (n = 1) a unui transformator nu micşorează tensiunea de la valoarea $u_2 = 2u$, căci transformatorul are o impedanţă de undă mare faţă de z_1.

O inductivitate (fig. VI.11) sau o capacitate (fig.VI.12) aplatizează unda de supratensiune fără să-i micşoreze amplitu-

dinea. Calculele se pot efectua cu uşurinţă operaţional.Transformata F(p)(după Carson)a unor funcţii de timp f(t) este dată mai jos

f(t)	F(p)
1	1
$\frac{1 - e^{-at}}{a}$	$\frac{1}{p+a}$

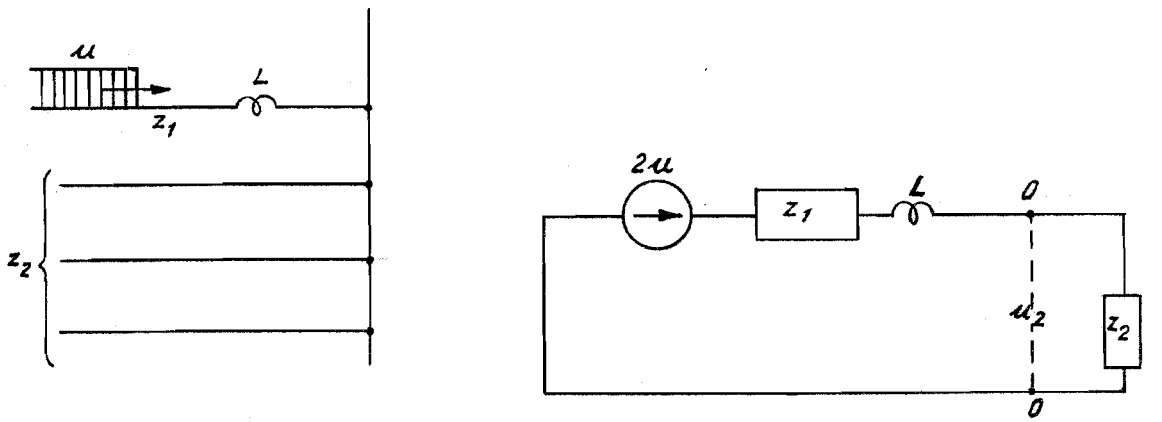


Fig. VI.11. Inductivitatea în calea undei.

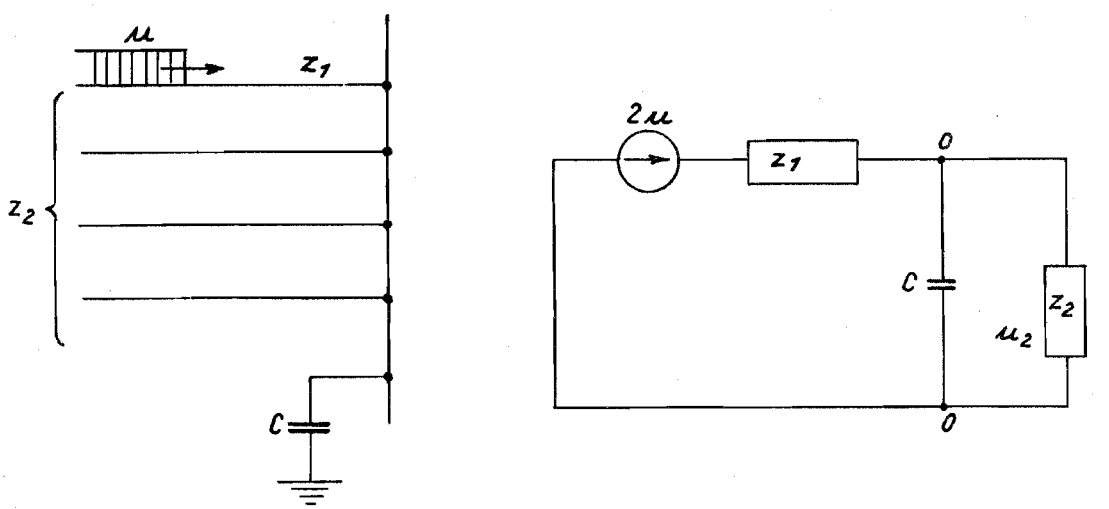


Fig. VI.12. Capacitatea în staţie.

În cazul inductivităţii avem

$$U_{2(p)} = 2\mu \frac{z_2}{z_1 + z_2 + pL} = \frac{2\mu z_2}{\mathcal{L}} \cdot \frac{1}{p + \frac{z_1 + z_2}{L}} \cdot$$

Punînd $a = \frac{z_1 + z_2}{L}$, rezultă

$$u_{2(t)} = \frac{2\mu z_2}{L} \cdot \frac{L}{z_1 + z_2} (1 - \ell - \frac{z_1 + z_2}{\mathcal{L}} t) =$$

$$= 2\mu \frac{z_2}{z_1 + z_2} (1 - e^{-\frac{t}{T}}), \qquad \text{(VI.52)}$$

adică o formă aplatizată exponenţial, cu constanta de timp

$$T = \frac{L}{z_1 + z_2}$$

şi avînd amplitudinea

$$u_{2max} = 2\mu \frac{z_2}{z_1 + z_2}$$

egală cu valoarea, care conform relaţiei (VI.51), apare în lipsa inductivităţii. Figura VI.13 reprezintă unda aplatizată. Între două puncte vecine, la o distanţă dată, diferenţa de tensiune devine cu atît mai mică cu cît aplatizarea este mai bună. Astfel, dacă A şi B sînt punctele apropiate a două spire vecine a bobinei de intrare a înfăşurării primare a unui transformator, prin aplatizare tensiunea între spire poate fi redusă corespunzător izolaţiei între spire. Dacă fruntea este abruptă, izolaţia între spire poate fi străpunsă, chiar dacă tensiunea undei nu ar fi prea mare în raport cu izolaţia întregii înfăşurări.

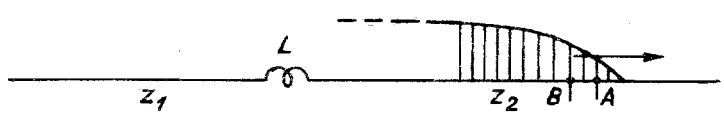


Fig. VI.13. Undă cu frunte aplatizată.

În cazul unei capacităţi în paralel (fig. VI.12), primele sarcini ale undei sînt abătute de condensator, încărcîndu-l. Mai pe urmă, condensatorul încărcat lasă să treacă unda fără a

o influenţa. Rezultă astfel şi în acest caz un efect de aplatizare. In practică se folosesc în acest scop condensatoare de protecţie sau tronsoane de cablu de cîteva sute de metri lungime, acestea avînd capacitate mare faţă de pămînt. Cu cît capacitatea este mai mare cu atît condensatorul aplatizează mai bine unda.

În figura VI.12 se obţine impedanţa echivalentă

$$z_e = \frac{\frac{z_2}{pC}}{z_2 + \frac{1}{pC}} = \frac{z_2}{pCz_2+1} .$$

Prin urmare

$$U_{2(p)} = 2u\frac{z_e}{z_1+z_e} = 2u\,\frac{\frac{z_2}{pCz_2+1}}{z_1+\frac{z_2}{pCz_2+1}} = \frac{2u}{Cz_1} \cdot \frac{1}{p+\frac{z_1+z_2}{Cz_1z_2}} .$$

Punînd $a = \frac{z_1+z_2}{Cz_1z_2}$, rezultă

$$u_2(t) = 2u\frac{z_2}{z_1+z_2}\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \qquad (VI.53)$$

cu

$$T = C\,\frac{z_1z_2}{z_1+z_2} .$$

Se observă că (VI.53) nu diferă de (VI.52). Valoarea maximă a tensiunii nu este influenţată de capacitate.

4. <u>Descărcătoare</u>. Descărcătoarele sînt aparate de protecţie împotriva supratensiunilor, menite să conducă sarcinile electrice la pămînt, să descarce linia. Ele au o distanţă disruptivă care nu trebuie să fie străpunsă de tensiunea normală de exploatare, dar în general nici de supratensiunile interioare, pentru că descărcătoarele nu întotdeauna rezistă la efectul termic mare ce apare la descărcările de relativ lungă durată (2 ms) la supratensiunile de comutaţie. Totuşi tensiunea de amorsare u_a a descărcătorului trebuie să fie cît mai mică pentru a proteja eficace instalaţia de înaltă tensiune, iar amorsarea trebuie să fie cît mai puţin întîrziată faţă de

momentul apariţiei tensiunii pentru ca să nu se producă anterior o străpungere a izolaţiei protejate. Tensiunea la descărcător, presupunînd că este instalat într-o staţie terminală, este $2u$, din cauza reflexiei undei incidente. El este străpuns de $2u = u_a$, deci $u_{max} = u_a$. Dacă descărcătorul este instalat înaintea elementului protejat cu distanţa l, atunci tensiunea la elementul protejat este mai mare decît u_a cu creşterea de tensiune pe o porţiune $2l$ a frontului undei. Într-adevăr, în figura VI.14 se observă cum, în dreptul decărcă-

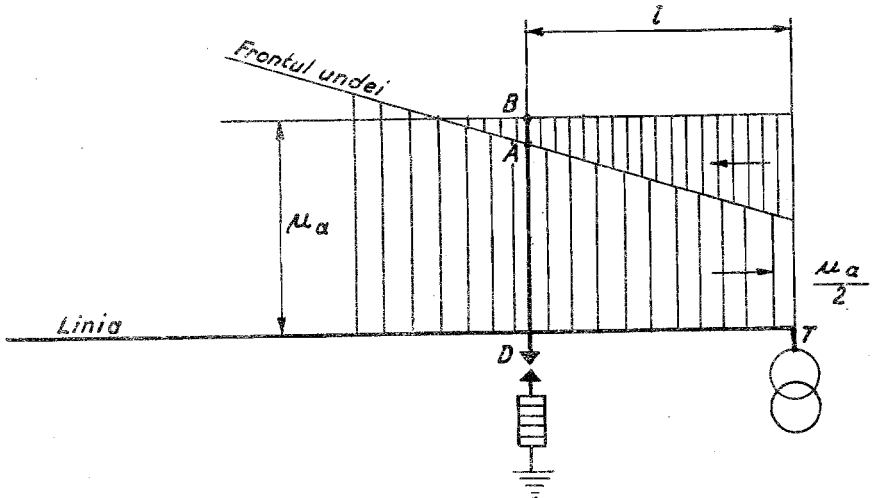


Fig. VI.14. Influenţa distanţei descărcătorului la elementul protejat.

torului, unda reflectată u_{AB} completează unda incidentă u_{DA} pînă la valoarea u_a, producînd descărcarea. Se observă că

$$u_{DA} = \frac{u_a}{2} + l\left(\frac{du}{dx}\right),$$

$\left(\frac{du}{dx}\right)$ fiind înclinaţia frontului undei. Ea poate fi de exemplu de 1 kV/m, ceea ce corespunde la 300 kV/μs (în 1 μs unda parcurge 300 m). Tensiunea u_{DA} se dublează în T, la capătul liniei. Rezultă

$$u_{max} = 2u_{DA} = u_a + 2l\left(\frac{du}{dx}\right). \qquad (VI.54)$$

Cu l = 50 m şi $\left(\frac{du}{dx}\right)$ = 1 kV/m rezultă o creştere de tensiune de 100 kV. De aceea descărcătorul trebuie instalat în apropierea aparatului protejat.

După amorsare, sarcinile undei se scurg la pămînt într-un timp cît durează însăşi trecerea undei în dreptul descărcătorului, deci în maximum 1oo $\mu s = \frac{1}{1oo}$ semiperioadă la frecvenţă industrială. Rezistenţa opusă de descărcător este mică în raport cu impedanţa de undă a liniei, de aceea descărcătorul scurtcircuitează practic linia în timpul descărcării. Curentul de impuls este deci, conform relaţiei (VI.5o)

$$i_2 = \frac{2u}{z_1} .$$

Dacă lovitura de trăsnet s-a produs în apropiere, unda reflectată ajungînd la locul trăsnetului se reflectă din nou, curentul creşte, apoi la descărcător se măreşte din nou prin reflexie etc. Curentul maxim de impuls se consideră de 5 kA, iar mai nou, în condiţiile descărcătoarelor moderne, de 1o sau chiar 2o kA.

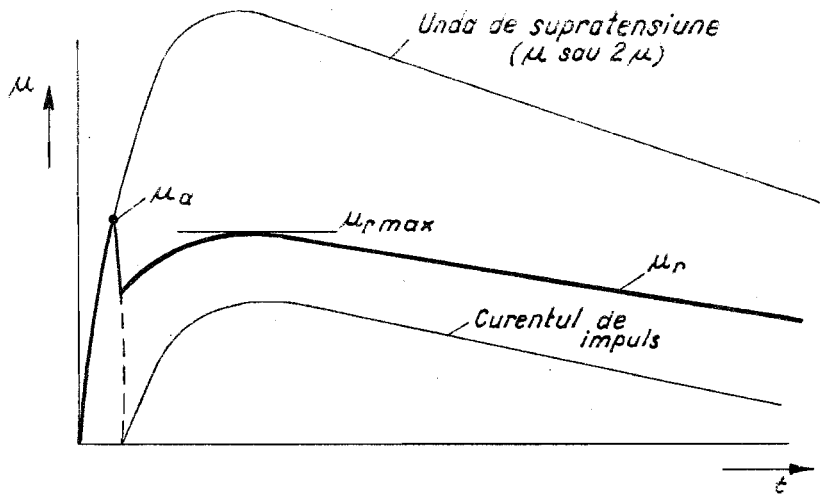


Fig. VI.15.

Acest curent produce o cădere de tensiune u_r pe descărcător, denumită tensiune reziduală. Cum în general $u_r \ll 2u$ s-a putut considera că descărcătorul scurtcircuitează linia . Tensiunea rezidual este totuşi de peste 3 ori mai mare decît tensiunea nominală a liniei şi prezintă deci importanţă pentru că ea se aplică şi instalaţiei protejate. Variaţia tensiunii la bornele descărcătorului se reprezintă în figura VI.15. Este raţional ca $u_{rmax} \equiv u_a$. Efectul de protecţie al descărcătorului este caracterizat tocmai prin u_{rmax} şi u_a. Este

adevărat că $u_{max} > u_a$ corespunzător relaţiei (VI.54), dar totodată, datorită duratei scurte a lui u_{max} la distanţe l relativ mici, tensiunea de străpungere creşte suficient, pentru a compensa efectul creşterii tensiunii.

Prin trecerea curentului de impuls i_2 de 5 sau 10 kA spaţiul disruptiv al descărcătorului se ionizează şi prin descărcător va trece sub formă de arc, după descărcarea sarcinilor undei, un curent i_1 întreţinut de tensiunea normală a liniei. Acest curent, numit de însoţire, va trebui să fie întrerupt la prima sa trecere spontană prin zero, adică după cel mult o semiperioadă (10^{-2}s), chiar dacă tensiunea efectivă a liniei este întrucîtva mai mare decît cea nominală, aşa cum apare adesea în exploatare. Numim această tensiune maximă a liniei, tensiune de stingere, u_s. După felul cum se efectuează întreruperea curentului de însoţire, descărcătoarele sînt de două tipuri:

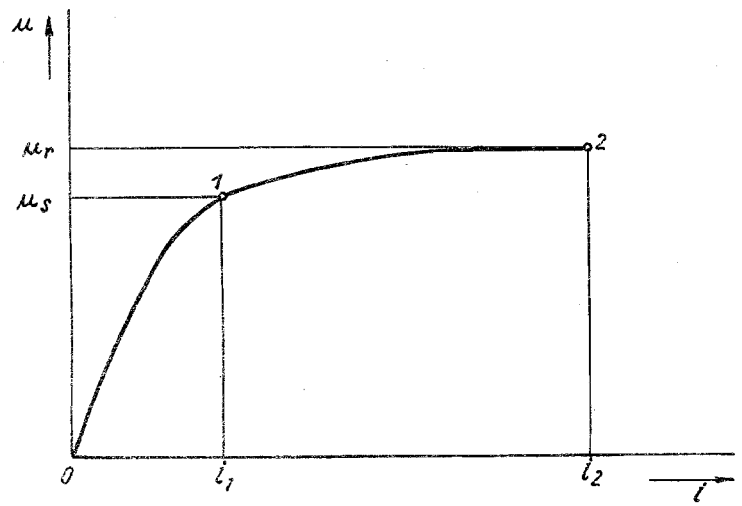


Fig. VI.16. Caracteristica rezistenţei variabile.

- descărcătoare cu rezistenţă variabilă şi
- descărcătoare tubulare.

Descărcătorul cu rezistenţă variabilă (DRV), notat cu D în figura VI.14 se compune din nişte discuri din rezistenţă variabilă, în serie cu distanţe de stingere care determină totodată şi tensiunea de amorsare. Căderea de tensiune pe arc este neglijabilă faţă de aceea pe rezistenţa variabilă, ultima avînd caracteristica

$$u \cong k\, i^n , \qquad \text{(VI.55)}$$

reprezentată în figura VI.16. Se observă că la curenţi mari, la curentul de impuls i_2, rezistenţa este mică, rezultînd tensiunea reziduală u_r relativ mică, iar la o scădere nu prea

mare (de vreo 3 ori) a tensiunii, la tensiunea de stingere u_s, rezistenţa creşte mult, astfel încît curentul corespunzător, curentul de însoţire i_1 este mult mai mic decît cel de impuls. Exponentul din (VI.55) este

$$n = \frac{1}{4} \dots \frac{1}{7} \ ,$$

valoarea mai mică corespunzînd la construcţiile mai perfecţionate. Din (VI.55) rezultă, particularizînd pentru punctele 1 şi 2 din figura VI.16

$$\frac{u_r}{u_s} = \left(\frac{i_2}{i_1}\right)^n \ . \qquad \text{(VI.56)}$$

Pentru ca tensiunea reziduală u_r să fie cît mai mică se iau următoarele măsuri, corespunzător relaţiei (VI.56):

- se micşorează n, prin elaborare de materiale cu rezistenţă variabilă perfecţionate (tirită, vilită etc.);
- se micşorează tensiunea de stingere u_s, luînd măsuri ca tensiunea care poate exista între fază şi pămînt să fie cît mai mică; pentru aceasta nulul se leagă la pămînt direct (sau printr-o impedanţă mică) la reţele de înaltă tensiune (limitînd astfel tensiunea maximă între fază şi pămînt la o valoare mai mică decît tensiunea între faze nominală, şi anume la o,75...o,8 U_n) şi se limitează în exploatare normală depăşirea tensiunii nominale la cel mult 5...lo%, avînd grijă şi la creşterea tensiunii care poate să apară la mersul în gol al liniei sau la pierderea bruscă a sarcinii (vezi punctul C3); prin urmare regimul nulului influenţează nivelul de izolaţie indirect, prin intermediul descărcătorului;
- se măreşte valoarea curentului de însoţire i_1 pe care descărcătorul să-l poată întrerupe.

Curentul de însoţire se întrerupe la descărcătoarele cu rezistenţă variabilă prin distanţele de stingere, la prima trecere a curentului prin zero. Spaţiul între plăcile care formează distanţa de stingere este ionizat cu atît mai mult, cu cît curentul de însoţire este mai mare. La trecerea prin zero se formează însă practic instantaneu un strat izolant în imediata apropiere a electrozilor (plăcile metalice), prin intrarea electronilor în metal, dacă curentul nu a fost prea

mare şi nu a încălzit suprafaţa metalului. Astfel, la i_1 = = 50...100 A, întreruperea este posibilă, dacă numărul distanţelor de stingere este suficient de mare. Mai nou, prin suflaj magnetic, curentul de însoţire maxim s-a putut mări la cîteva sute de amperi.

La descărcătoarele tubulare (fig. VI.17), curentul de însoţire se întrerupe prin suflarea arcului de către gazele degajate de pereţii descărcătorului sub acţiunea termică a arcului. Descărcătorul este izolat de linie prin distanţa disruptivă D_1. El este format dintr-un tub izolant cu pereţi P dintr-o materie organică, avînd un electrod superior cu o tijă T ce pătrunde în interiorul tubului şi un electrod inferior inelar I, care lasă tubul deschis la partea de jos. Legarea la pămînt se face direct, fără rezistenţă intermediară. Curentul de impuls trece prin distanţele disruptive D_1 şi D_2. Tija T asigură trecerea arcului prin interiorul tubului, chiar dacă suprafaţa exterioară este murdărită sau umedă. Sub acţiunea curentului de însoţire, gazele produse suflă arcul în jos, în sensul săgeţii S din figură. Tensiunea reziduală este formată din căderea de tensiune pe rezistenţa de punere la pămînt şi tensiunea arcului. Ultima creşte pe măsură ce curentul se micşorează. La anularea curentului, gazele degajate proaspăt împiedică reaprinderea. În acest caz, curentul are caracter de scurtcircuit, valoarea sa rezultînd din impedanţele reţelei. Pentru ca stingerea arcului să se facă în bune condiţii, acest curent nu trebuie să fie prea mic, pentru că nu ar asigura degajarea suficient de intensă a gazelor pentru suflaj şi arcul nu s-ar stinge, dar nici prea mare, pentru că o degajare prea intensă de gaze ar putea provoca distrugerea descărcătorului. De aceea, la instalarea descărcătorului trebuie verificat

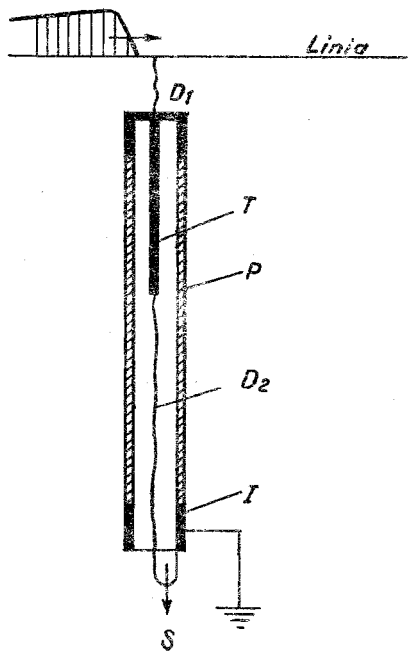


Fig. VI. 17. Descărcător tubular.

dacă curentul de scurtcircuit la pămînt este cuprins între limite date pentru descărcător.

Descărcătorul tubular funcţionează cu o oarecare întîrziere, deoarece cîmpul între electrozi fiind neomogen, canalul de descărcare se formează treptat, pornind de la electrozi. Tensiunea reziduală nu are o valoare bine determinată. De aceea instalaţiile din staţii (transformatoarele, transformatoarele de măsură, întrerupătoarele etc.) nu pot fi protejate în mod eficace cu descărcătoare tubulare. În schimb descărcătoarele tubulare fiind ieftine, ele se pot instala la linii, pentru a împiedica conturnarea izolatoarelor şi ajungerea supratensiunilor pe linii pînă în staţiile de transformare.

5. Fire de protecţie. Deasupra conductoarelor active ale liniilor de înaltă tensiune (peste 35 kV) se întind 1...2 fire din oţel zincat sau Ol-Al, legate direct la pămînt la fiecare stîlp, cu scopul de a feri conductoarele active de loviturile directe de trăsnet şi de a le ecrana faţă de influenţe electrostatice exterioare. Este esenţial ca punerea la pămînt să fie cît mai bună, altfel tensiunea inversă care apare ca o cădere ohmică a curentului de trăsnet pe rezistenţa de pămînt şi o cădere inductivă $L \frac{di}{dt}$ pe inductivitatea stîlpului pot produce conturnarea izolatoarelor. In general, la linii sub 35 kV şi adesea chiar la 35 kV conturnarea inversă nu poate fi evitată la trăsnete cu curenţi mari (zeci de kA), din care cauză firele de protecţie nu-şi ating scopul. Uneori firele de protecţie se aplică din motive de economie numai pe o distanţă de cîţiva kilometri la intrarea în staţii, pentru a reduce supratensiunile la loviturile de trăsnet din apropierea staţiei, considerînd că undele de supratensiune care vin pe linie de la distanţă mai mare se amortizează prin pierderi ohmice sau prin radiaţii prin efect corona sau se micşorează prin descărcare prin descărcătoarele tubulare.

Firul de protecţie pune în paralel rezistenţele de punere la pămînt ale stîlpilor. Căderile inductive se pot neglija la trecerea curentului de scurtcircuit la pămînt (50 Hz); de aceea la calculul rezistenţei echivalente se consideră numai rezistenţe ohmice (fig. VI.18).

Fie R' rezistenţa echivalentă măsurată pentru deschiderile din dreapta conturului 1 sau 2. Se observă că

$$R'_2 = \frac{R'_1 \cdot R}{R'_1 + R} + r \,. \qquad (VI.57)$$

Cum însă faţă de numărul mare de deschideri o deschidere nu mai contează, rezultă $R'_2 = R'_1 = R'$, iar relaţia (VI.57) devine

$$R' = \frac{R'R}{R'+R} + r \,,$$

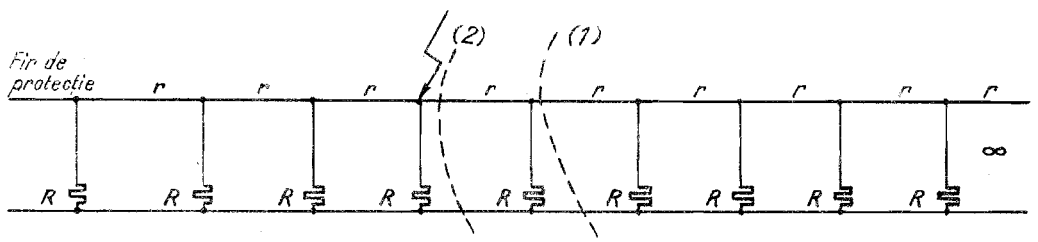


Fig. VI.18. Calculul rezistenţei echivalente de punere la pământ.

de unde

$$R'^2 - rR' - rR = 0 \,.$$

Rezultă

$$R' = \frac{r}{2} + \sqrt{\left(\frac{r}{2}\right)^2 + r\,R} \,. \qquad (VI.58)$$

Cum adesea $r \ll R$ (de exemplu $r = 1\Omega$, $R = 10\Omega$), expresia (VI.58) devine

$$R' \cong \frac{r}{2} + \sqrt{r\,R} \cong \sqrt{r\,R} \,. \qquad (VI.59)$$

Rezistenţa echivalentă rezultantă, considerînd atît deschiderile din stînga şi din dreapta cît şi rezistenţa R a stîlpului la care s-a produs conturnarea izolaţiei, este

$$R'' = \frac{\frac{R'}{2} \cdot R}{\frac{R'}{2} + R} \cong \frac{R'}{2} \cong \frac{\sqrt{r\,R}}{2} \,. \qquad (VI.60)$$

Dacă curentul intră în linie la mijlocul unei deschideri, rezistenţa echivalentă va fi

$$R''' = \frac{R' - \frac{r}{2}}{2} = \frac{\sqrt{(\frac{r}{2})^2 + r\,R}}{2} = \frac{\sqrt{r\,R}}{2}\,, \qquad (VI.61)$$

deci

$$R''' \cong R' \cong \frac{R'}{2}\,. \qquad (VI.62)$$

Cu $r = 1\Omega$, $R = 1o\Omega$, rezistenţa echivalentă va fi de $\frac{\sqrt{1.1o}}{2} \cong$ $\cong 1,5\Omega$.

La lovituri de trăsnet, firul de protecţie este puţin eficace la punerea în paralel a unui număr mare de stîlpi, din cauza inductivităţii sale. De aceea, curentul se scurge la pămînt prin cîţiva stîlpi din apropiere, iar rezistenţa echivalentă creşte întrucîtva.

C. SUPRATENSIUNI INTERIOARE

Supratensiunile interioare sau de comutaţie provin din următoarele cauze:

- fenomene legate de arcul electric intermitent la punerea la pămînt a unei faze la reţele cu nulul izolat,
- întreruperea curenţilor capacitivi şi inductivi,
- fenomene de rezonanţă la sarcini capacitive.

Mărimea acestor supratensiuni este în general mai mică decît a supratensiunilor atmosferice. Azi însă tensiunile reziduale şi de amorsare fiind mult micşorate, supratensiunile interioare pun probleme noi pentru protecţia instalaţiilor. În general, descărcătoarele nu au capacitatea de a descărca energii mari, în special acelea înmagazinate în linii lungi de înaltă tensiune, care se pot supraîncărca cu sarcini la întreruperea lor în gol. Numai descărcătoarele moderne, cu suflaj magnetic pot avea tensiunea de amorsare mică şi să acţioneze deci şi la supratensiuni interioare, deoarece aceste descărcătoare avînd curentul de însoţire mare, au rezistenţă mică, deci secţiunea mare a discurilor de rezistenţă variabilă, prin urmare capacitate termică mare, şi deci nu se deteriorează la

scurgerea de lungă durată (2 000 ... 3 000 μs) a sarcinilor supratensiunii interioare. Prin urmare, cu noile descărcătoare se realizează şi protecţia împotriva supratensiunilor interioare şi astfel acestea nu limitează micşorarea tensiunii de amorsare şi a tensiunii reziduale. Supratensiunile care apar la întreruperea curenţilor inductivi la transformatoerele de înaltă tensiune care merg în gol se limitează adesea cu descărcătoare montate la bornele acestora. In acest caz nu există dificultăţi, pentru că durata curentului prin descărcător (respectiv energia care se disipează în rezistenţa variabilă) nu este prea mare.

Este important să se cunoască fenomenele care duc în exploatare la creşterea tensiunii conductoarelor peste U_{nf}, pentru a lua măsuri, după necesităţi, pentru limitarea creşterii de tensiune.

1. Bobina de stingere. La reţele cu nulul izolat (fig. VI.19), la punerea unei faze la pământ, celelalte două faze vor avea faţă de pământ tensiunea între faze. Tensiunea fiecărei faze faţă de pământ s-a modificat cu $-\bar{U}_{fa}$ prin deplasarea

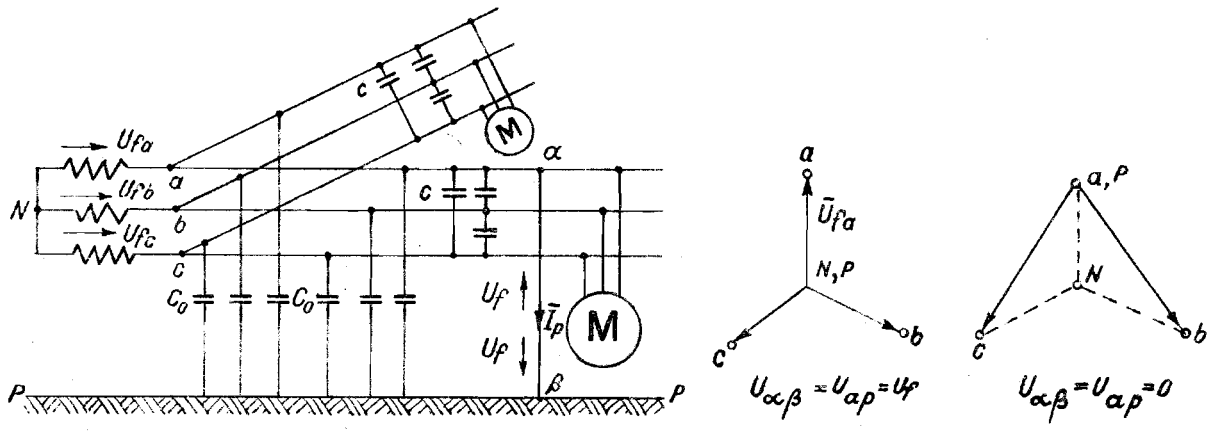


Fig. VI.19. Punere la pământ într-o reţea cu nulul izolat.

potenţialului pământului din N în a. Astfel, sistemul în ansamblu obţinînd o tensiune faţă de pământ, va apărea un curent $\bar{I}_p$ prin legătura $\alpha - \beta$, curent care se închide prin capacităţile faţă de pământ. Acest curent se suprapune peste curenţii capacitivi (care încarcă capacităţile c şi C_0) şi cei de sarcină, din regim normal, întreţinuţi de tensiunile de

față $\overline{U}_{fa}$, $\overline{U}_{fb}$ și $\overline{U}_{fc}$. Pentru determinarea curentului capacitiv de punere la pământ se face adesea următorul raționament:

Se consideră aplicate la legătura la pământ $\alpha - \beta$ două tensiuni egale și de sens contrar, fiecare egală cu tensiunea U_f existentă în acel loc înaintea ajungerii la pământ. Se poate considera că această tensiune este chiar cea nominală, U_{fn}. Efectul lor rezultant este nul. Prin urmare prin legătura $\alpha - \beta$ curge curentul de punere la pământ. Se consideră apoi separat:

- Sistemul întreg, cu tensiunile U_{fa}, U_{fb}, U_{fc} de la surse și una din tensiunile U_f de la locul de punere la pământ, în opoziție cu tensiunea sistemului care a existat în acel loc înainte de ajungere la pământ. Astfel în acest sistem vor curge curenții de sarcină, inclusiv curenții capacitivi de încărcare a liniilor, dar prin legătura la pământ nu va curge curent.
- Sistemul întreg, fără tensiuni electromotoare la surse, deci cu elemente pasive, iar la locul de punere la pământ tensiunea U_f, neconsiderată înainte. Aceasta va forța prin legătura $\alpha - \beta$ un curent I_p, care se închide prin capacitățile față de pământ ale sistemului.

Acest mod de a raționa corespunde teoremei lui Thévénin, prezentat în capitolul VII, punctul C.

Curentul I_p este deci determinat de tensiunea U_f dinaintea punerii la pământ și capacitatea $3\,C_0$ față de pământ a celor trei faze, pe toată lungimea sistemului, adică a tuturor elementelor legate între ele galvanic. Impedanțele elementelor de rețea sînt mici în raport cu reactanțele capacitive. De aceea toată rețeaua, fiind pasivă, poate fi considerată ca un conductor de același potențial (fig. VI.2o). Rezultă

$$I_p = I_c = U_f \cdot 3\omega C_0 . \qquad (VI.63)$$

Acest curent poate fi mare (de multe sute de amperi) la rețele cu cabluri (cablurile au capacitate mare), de lungime totală mare (sute de km). Din (VI.63) rezultă cu aproximație, la dimensiunile geometrice obișnuite,

- la cabluri: $I_c[A] = \frac{U_n[kV]\,\ell[km]}{10}$

- la linii aeriene: $I_c[A] = \frac{U_n[kV]\,\ell[km]}{350}$.

Tensiunea cea mai mare care vine în considerare este de 35 kV. La această tensiune, curentul capacitiv la cabluri este de circa 3,5 A/km, la linii aeriene de circa 0,1 A/km.

Un curent de punere la pământ prin arc electric mai mare de 5...10 A nu se întrerupe din cauza ionizării puternice la trecerea spontană a curentului prin zero. Astfel izolaţia cablului se arde şi se produce un scurtcircuit între faze. Linia scurtcircuitată trebuie întreruptă. Prin umare, în această situaţie, funcţionarea cu nulul izolat nu prezintă avantaj faţă

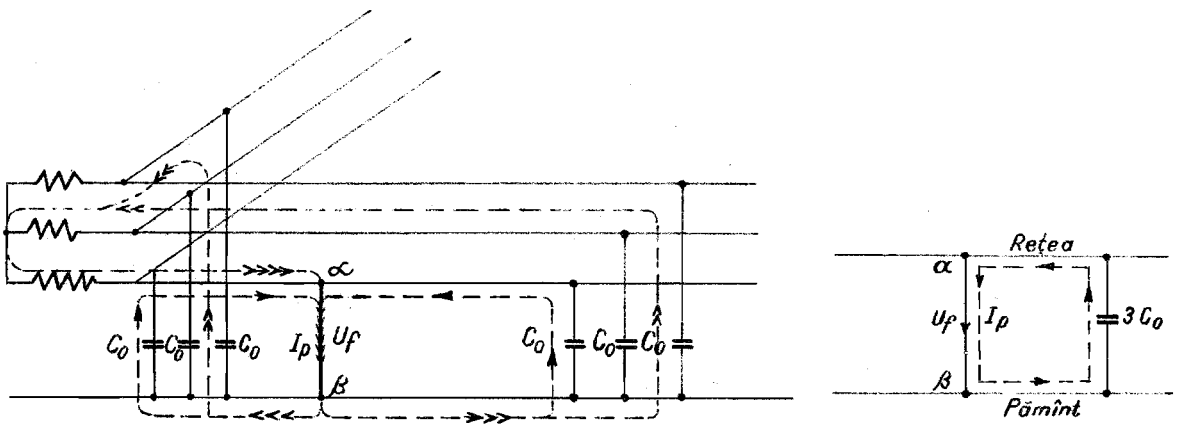


Fig.VI.20. Circulaţia curenţilor capacitivi şi schema redusă a sistemului.

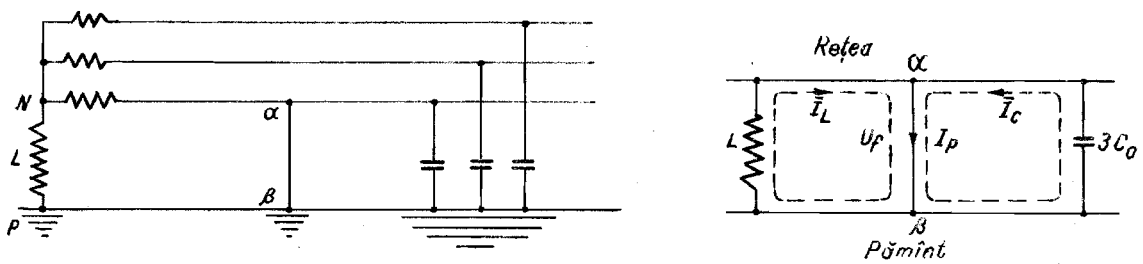


Fig.VI.21. Compensarea curentului capacitiv cu bobină de stingere (bobină Petersen).

de cea cu nulul pus direct la pămînt, pentru că şi punerile monofazate la pămînt se dezvoltă în scurtcircuite. Dar arcul intermitent la punerea la pămînt a reţelei este periculos şi pentru faptul că produce supratensiuni mari (vezi paragraful următor). Din aceste cauze curentul capacitiv I_c se compensează cu un curent inductiv I_L, astfel încît curentul rezultant I_r să fie mai mic de 5...10 A. Compensarea se face punînd o inductivitate L, numită bobină de stingere, între pămînt şi nulul unui generator sau transformator existent, sau a unei bobine trifazate în zigzag, special instalate (fig. VI.21). Atunci la locul de punere la pămînt va curge curentul $\bar{I}_p = \bar{I}_c + \bar{I}_L = \bar{I}_r$ (fig. VI.22), unde

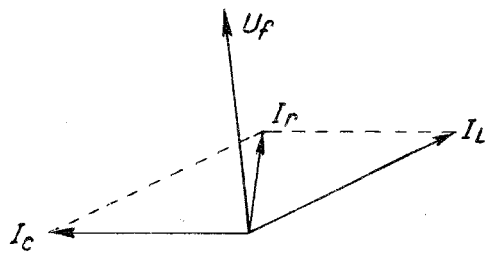


Fig. VI.22. Diagrama vectorială a compensării curentului capacitiv.

$$I_L \cong \frac{U_f}{\omega L} . \qquad (VI.64)$$

Defazajul curenţilor I_c şi I_L faţă de U_f este de aproape 90^o, dar în sensuri diferite. Curentul rezidual I_r va rezulta aproape în fază cu U_f, ceea ce uşurează stingerea arcului, deoarece la trecerea curentului prin zero, tensiunea (de revenire) este mică. La locul de punere la pămînt apare o rezonanţă de curent.

Bobina de stingere nu este în mod normal sub tensiune, deci nu produce pierderi permanente. Totuşi ea nu poate fi dimensionată cu inducţie ridicată în fier, deoarece ar rezulta un conţinut mare de armonice în curent, necompensate prin curentul capacitiv. Se lucrează deci în cotul curbei de magnetizare şi se intercalează porţiuni de întrefier în circuitul magnetic pentru a liniariza cît mai mult caracteristica. Astfel caracteristica de magnetizare nu se curbează sensibil la tensiunile care apar în exploatare. La creşterea sensibilă a tensiunii peste U_{fn} apare însă o creştere mărită a curentului I_L, care strică rezonanţa. Această dezacordare este utilă pentru următorul motiv:

Adesea punctul neutru al reţelei prezintă o carecare tensiune faţă de pământ. Aceasta rezultă din nesimetria capacităţilor faţă de pământ. Corespunzător figurii VI.23 avem

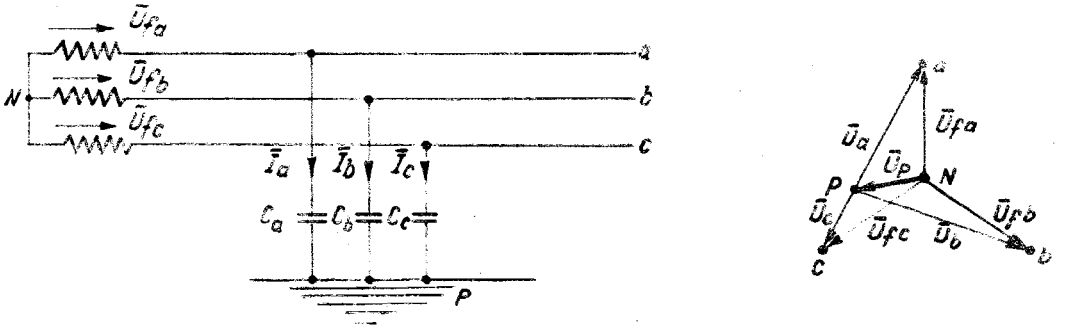


Fig. VI.23. Stabilirea potenţialului pământului.

$$\overline{I}_a = \overline{U}_a \, j\omega C_a \,,$$
$$\overline{I}_b = \overline{U}_b \, j\omega C_b \,,$$
$$\overline{I}_c = \overline{U}_c \, j\omega C_c \,.$$

Cum suma acestor curenţi este zero, rezultă, ţinînd seama şi de relaţiile dintre tensiuni

$$C_a(\overline{U}_{fa}-\overline{U}_p) + C_b(\overline{U}_{fb}-\overline{U}_p) + C_c(\overline{U}_{fc}-\overline{U}_p) = 0,$$

de unde

$$\overline{U}_p = \frac{C_a\overline{U}_{fa} + C_b\overline{U}_{fb} + C_c\overline{U}_{fc}}{C_a + C_b + C_c} = \frac{\Sigma C\overline{U}_f}{\Sigma C} \,.$$

În general, la admitanţe $\overline{Y}_a$, $\overline{Y}_b$, $\overline{Y}_c$ se obţine

$$\overline{U}_p = \frac{\Sigma \overline{Y}\overline{U}_f}{\Sigma \overline{Y}} \,. \qquad \text{(VI.65)}$$

La tensiuni de fază simetrice, numai dacă admitanţele, respectiv capacităţile sînt egale, se obţine $\overline{U}_p = 0$.

Să considerăm acum că bobina de stingere se conectează între punctele P-N (fig. VI.24), între care există o diferenţă de tensiune $\overline{U}_p$. După conectare va curge prin reactanţa

inductivă $X_L = \omega L$ în serie cu reactanţa capacitivă $X_c = \frac{1}{3\omega C_0}$ un curent I, care poate fi mare în caz de rezonanţă, cînd $X_L = X_c$. Este cazul unei rezonanţe de tensiune, la care, din cauza curentului mare, căderea de tensiune $I X_L$ poate fi mai mare decît tensiunea electromotoare U_p. Astfel între nulul reţelei şi pămînt ar putea să apară tensiuni mari, periculoase prin faptul că una din faze ar putea avea tensiune mare faţă de pămînt. Dar însăşi existenţa unui curent mare prin bobină este nedorită, deoarece ar produce încălzirea acesteia. La rezonanţă curentul ar fi limitat numai de rezistenţa din circuit.

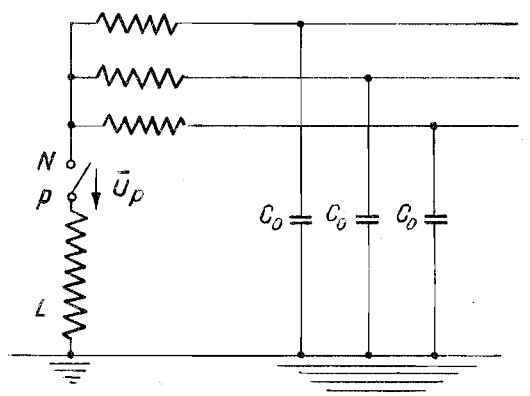


Fig. VI.24. Rezonanţa de tensiune.

Rezonanţa de tensiune şi cea de curent, prima în regim normal de funcţionare, a doua în regim de avarie, apar ambele în cazul egalităţii $X_L = X_c$. Atunci, într-adevăr, conform relaţiilor (VI.63) şi (VI.64) $I_L = I_c$. Pentru a evita rezonanţa de tensiune se admite dezacordarea circuitului L-C prin saturarea bobinei. Uneori se evită rezonanţa de la început, cînd bobina nu este sub tensiune, reglînd-o la o slabă subcompensare ($I_L < I_c$) sau supracompensare ($I_L > I_c$). Se preferă supracompensarea iniţială, deoarece la deconectarea unei linii în urma unui scurtcircuit, I_c se micşorează, ceea ce la subcompensare iniţială poate duce la rezonanţă. De asemenea saturarea bobinei la creşterea tensiunii micşorează pe X_L (care iniţial era mai mare decît X_c la subcompensare), provocînd tensiuni mari prin rezonanţă de tensiune.

Inductivitatea bobinei de stingere trebuie să fie reglabilă, deoarece lungimea reţelei, deci şi valoarea curentului capacitiv variază în limite mari. Pentru reglare se folosesc prize. La priza cu cel mai mic număr de spire inducţia este maximă, dar nu trebuie să fie prea mare (din cauza saturaţiei). La priza extremă, cu numărul maxim de spire, inducţia (cînd bobina ajunge sub tensiune, deci la avarie) este micşo-

rată. De aceea, la numărul total de spire şi un raport mare al numărului de spire la prizele extreme, bobina este slab utilizată. Din această cauză, curentul absorbit de bobină se reglează cel mult în limitele de 50% ... 100%. Puterea bobinei este dată de produsul $U_{fn}\ I_L$.

Bobina de stingere trebuie conectată la nulul unui transformator cu reactanţă omopolară mică, deci cu conexiunea Y_n/Δ. Reactanţa omopolară a generatoarelor este întotdeauna mică. Bineînţeles aceste observaţii sînt valabile dacă puterea nominală este suficient de mare, deoarece $X_0 = X_0^* \frac{U_n^2}{P_n}$. Puterea trebuie să fie suficient de mare şi pentru faptul că curentul I_L apare prin însumarea a trei curenţi omopolari $\frac{I_L}{3}$ pe cele trei faze, curenţi ce produc o încălzire suplimentară. În lipsa unor puncte de stea corespunzătoare pentru racordarea bobinei de stingere se realizează un nul artificial cu o bobină trifazată în zigzag (fig. VI.25). Se observă că un sistem de curenţi omopolari nu produce fluxuri omopolare în coloane, ci numai în aer, în spaţiul din jurul jumătăţilor de înfăşurări de fază, deoarece amperspirele jumătăţilor de înfăşurare pe fiecare coloană se compensează reciproc. Prin urmare reactanţa omopolară apare ca o reactanţă mică, de dispersie. Conectată la un sistem de tensiuni trifazate, bobina în zigzag absoarbe însă curenţi mici (trifazaţi) de magnetizare, necesari pentru producerea fluxului din miezul feromagnetic.

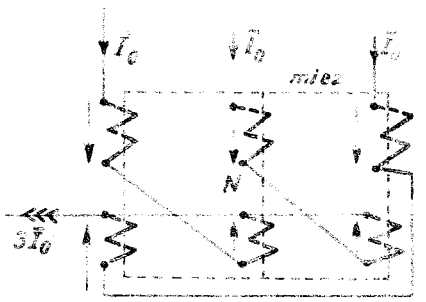


Fig. VI.25. Bobină trifazată în zigzag pentru realizarea unui nul artificial pentru bobină de stingere.

2. <u>Întreruperea curenţilor capacitivi şi inductivi</u>. La întreruperea curenţilor capacitivi (linie în gol, baterie de condensatoare) sau inductivi (curentul de magnetizare absorbit de un transformator neîncărcat) pot să apară supratensiuni. Fenomenele sînt diferite în cele două cazuri. Cunoaşterea lor este necesară pentru a putea împiedica apariţia acestor supratensiuni de comutare.

Figura VI.26 reprezintă întreruperea curentului i absorbit de un condensator. Desfăşurarea fenomenelor poate fi urmărită în figura VI.27.

Contactele întrerupătorului se desfac la timpul t_0. Se formează un arc între contacte. Astfel, pînă la trecerea curentului prin zero la timpul t_1, tensiunea între contacte este mică: $u_C \cong u_B$. În t_1, i rămîne la valoarea zero, arcul se stinge şi nu se reaprinde imediat, deoarece diferenţa $u_B - u_C$ creşte încet. Această diferenţă apare prin haşură în figura VI.27. Prin întreruperea curentului, sarcinile de pe armăturile condensatorului rămîn pe acestea, deci u_C rămîne constant. Între

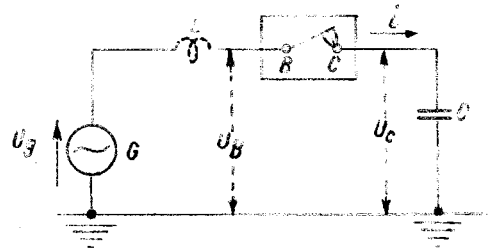


Fig. VI.26. Intreruperea unui curent capacitiv.

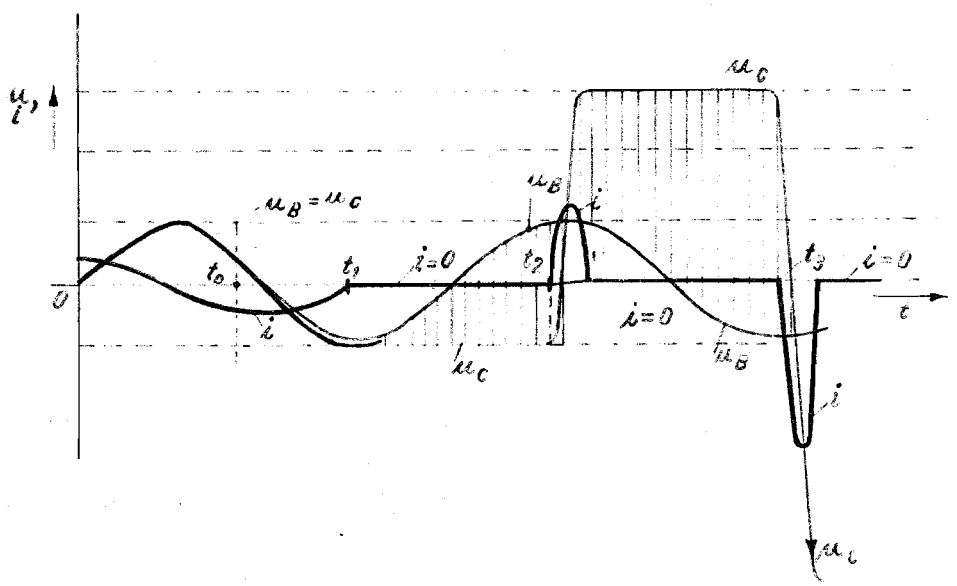


Fig. VI.27. Apariţia supratensiunilor la reaprinderea arcului la întreruperea unui circuit capacitiv.

timp însă tensiunea u_B a sursei variază sinusoidal şi diferenţa $u_B - u_C$ creşte la valoarea $2u_{gmax}$. Acest lucru este posibil dacă între timp nu se străpunge izolaţia între contacte. Dacă deionizarea nu se face suficient de rapid (suflaj slab), la tensiunea $2u_{gmax}$, în momentul t_2, deci aproximativ

după o semiperioadă după anularea curentului, se poate produce un arc între contacte. Atunci sarcinile sursei înaintează spre condensator, îi măresc tensiunea pînă cînd $u_C = u_B$, ba chiar îl supraîncarcă, la valoarea $u_C = 3u_{gmax}$, deoarece curentul de reaprindere continuă să curgă spre condensator, datorită inductivităţii L din circuit, atunci cînd $u_C = u_B$. Cînd acest curent se anulează, tensiunea u_c are valoarea de aproape $3u_{gmax}$ şi se menţine constantă. La o nouă reaprindere în t_3 tensiunea u_c poate să ajungă aproape de valoarea $-5u_{gmax}$ etc.

Incepînd cu momentul t_2 desfăşurarea fenomenelor se poate urmări mai îndeaproape cu ajutorul ecuaţiilor

$$i = C \frac{du_c}{dt} , \qquad (VI.66)$$

$$L \frac{di}{dt} + u_c = u_B \cong u_{gmax} = \text{const.} \qquad (VI.67)$$

Derivînd (VI.67) şi ţinînd seama de (VI.66) se obţine

$$L C \frac{d^2 i}{dt^2} + i = 0 ,$$

de unde

$$i = i_{max} \sin \nu t , \qquad (VI.68)$$

cu

$$\nu = \frac{1}{\sqrt{L C}} . \qquad (VI.69)$$

La $t = 0$ (momentul t_2 în fig. VI.27) avem $i = 0$, condiţie satisfăcută de (VI.68). Înlocuind (VI.68) în (VI.67) se obţine

$$u_c = u_{gmax} - u_{cmax} \cos \nu t , \qquad (VI.70)$$

cu

$$u_{c\,max} = \sqrt{\frac{L}{C}}\, i_{max} . \qquad (VI.71)$$

La $t = 0$ avem $u_c = -u_{gmax}$. De aceea, în (VI.70)

$$u_{cmax} = 2 u_{gmax} ,$$

cu care valoare (VI.70) devine

$$\Delta u_c = u_c - u_{gmax} = -2u_{gmax}\cos\nu t. \qquad (VI.72)$$

La $t = 0$ (V .72) ne dă

$$\Delta u_c = -2u_{gmax},$$

iar după o semiperioadă a oscilaţiilor libere, cînd i se anulează

$$\Delta u_c = 2u_{gmax}, \qquad (VI.73)$$

adică diferenţa iniţială se reproduce, însă cu semn schimbat. La un sfert de perioadă, cînd i este maxim, din (VI.67) sau (VI.72) rezultă $u_c = u_B$, iar din (VI.66) se vede că atunci viteza de variaţie a lui u_c este maximă.

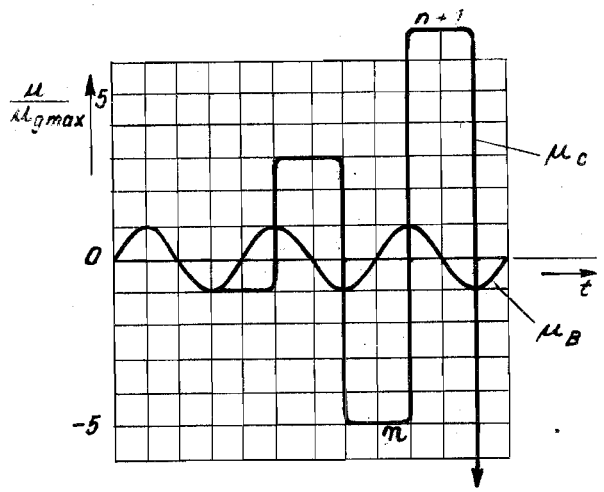


Fig. VI.28. Creşterea tensiunii la reaprinderi.

La prima trecere a curentului prin zero, dacă arcul se întrerupe, condensatorul rămîne încărcat la tensiunea $3u_{gmax}$, corespunzător relaţiei (VI.73). Tensiunea $-5u_{gmax}$ rezultă prin schimbarea semnului diferenţei $\Delta u_c = 4u_{gmax}$ din momentul t_3. Figura VI.28 reprezintă variaţia tensiunilor u_c şi u_B la reaprinderi repetate. Tensiunea creşte teoretic nelimitat.

Din cauza amortizării, în special prin rezistenţa arcului, diferenţele de tensiuni Δu_c sînt mai mici după reaprindere decît înainte. Avem

$$\frac{u_{c(n)} - u_{gmax}}{u_{gmax} - u_{c(n-1)}} = \theta < 1, \qquad (VI.74)$$

iar după numeroase reaprinderi ($n \longrightarrow \infty$)

$$u_{c(n)} = -u_{c(n-1)} \quad . \tag{VI.75}$$

Tinînd seama de (VI.75), relaţia (VI.74) devine

$$\frac{u_{c(n)} - u_{gmax}}{u_{c(n)} + u_{gmax}} = \theta \quad ,$$

de unde

$$u_{c(n)} = u_{gmax} \frac{1+\theta}{1-\theta} \quad . \tag{VI.76}$$

Astfel, dacă $\theta = 0,5$, rezultă $u_{c(n)} = 3u_{gmax}$ (vezi fig.VI.29).

Curentul de reaprindere, deşi de scurtă durată, totuşi fiind de amplitudine mare, are valoarea efectivă mare, astfel încît eventualele siguranţe puse în serie se pot arde.

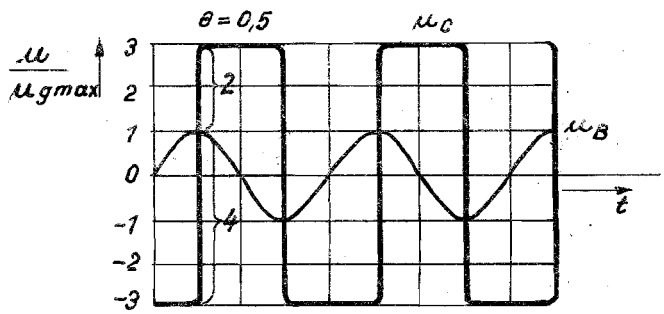


Fig. VI.29. Tensiunea la condensator, la alimentare prin arc, la $\theta = 0,5$.

Pentru a evita supratensiunile, trebuie împiedicate reaprinderile. Prin urmare întreruptorul care se foloseşte la protecţia circuitelor capacitive trebuie să aibă un suflaj eficace (de exemplu cu aer comprimat). Întreruperea cu separatoare poate provoca supratensiuni periculoase şi arc foarte lung între contacte. Dacă între contactele întrerupătorului (B-C din figura VI.26) se leagă o rezistenţă de mărime potrivită, condensatorul se descarcă parţial prin această rezistenţă după întreruperea arcului. Astfel tensiunea u_c nu rămîne constantă timp de o semiperioadă, ci se apropie de tensiunea sursei, reaprinderea devine neprobabilă şi nu provoacă supratensiuni. Curentul prin această rezistenţă trebuie însă întrerupt. Dacă frecvenţa proprie ν dată de relaţia (VI.69) este mare, arcul de reaprindere nu se stinge la primele anulări ale curentului. În acest caz u_c se

egalează cu u_B şi se menţine la valoarea $u_B = u_{gmax}$ timp de o semiperioadă, cînd prin repetarea fenomenelor u_c devine egal cu $u_B = -u_{gmax}$ etc.

La întreruperea unui circuit capacitiv trifazat, cu nulul liber (fig. VI.30) tensiunile care pot să apară la reaprindere sînt şi mai mari decît în cazul circuitului monofazat studiat, care poate forma una din fazele unui circuit trifazat cu nulul pus la pămînt, atît la sursă cît şi la condensator (sistemul de capacităţi parţiale faţă de pămînt la o linie de înaltă tensiune). Cînd curentul i din faza a se anulează, sarcinile rămîn captate pe armăturile capacităţilor. Între b şi c se găsesc două capacităţi în serie, dar punctul N are un potenţial mai ridicat cu $\frac{u_{gmax}}{2}$ decît punctul mijlociu A din diagrama vectorială a tensiunilor. Potenţialul punctului C este şi mai ridicat, cu încă u_{gmax}. Pornind de la variaţia potenţialului punctului A (o cosinusoidă cu amplitudinea $\frac{u_{gmax}}{2}$) rezultă variaţia lui u_c (potenţialul lui C faţă de nulul sursei). Se observă că u_c creşte la $2\,u_{gmax}$, rezultînd la reaprindere $-4\,u_{gmax}$, sau la $\theta = 0{,}5 - 2{,}5\,u_{gmax}$.

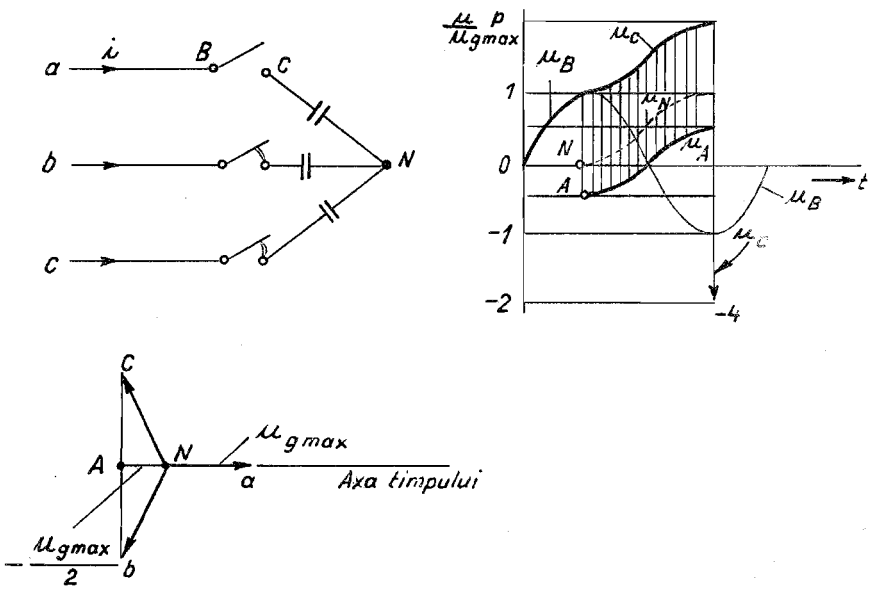


Fig. VI.30. Variaţia tensiunii punctului C aparţinînd fazei care întrerupe prima.

Intreruperea curenţilor inductivi poate de asemenea provoca supratensiuni. La întrerupătoarele cu ulei, suflajul este în general mai slab la valori mici ale curentului. La un întrerupător cu aer comprimat suflajul este puternic, corespunzător unui curent de scurtcircuit şi în cazul unui curent mic

inductiv, de exemplu curentul de mers în gol al unui transformator. De aceea, acesta va fi micşorat rapid, astfel încît se va apropia de zero, mai rapid, decît la variaţia normală corespunzătoare frecvenţei de 50 Hz (fig. VI.31). Tensiunea indusă în înfăşurările transformatorului $-L\frac{di}{dt}$ echilibrează la viteza de variaţie normală a curentului tensiunea la borne (neglijînd căderile ohmice). Prin urmare la o viteză de variaţie mărită, tensiunea indusă va fi corespunzător mai mare. Ea forţează curentul prin întrerupător sub formă de arc, pînă la anulare. Suflaj energic înseamnă tensiune de arc mare, întrerupere rapidă.

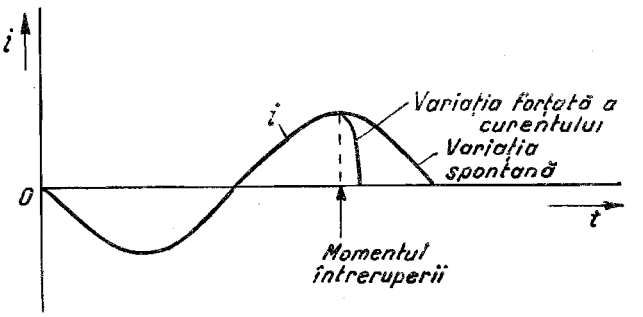


Fig. VI.31. Variaţia forţată a curentului la un suflaj puternic.

Se remarcă faptul că suflajul energic, avantajos pentru împiedicarea reaprinderii la întreruperea curenţilor capacitivi, poate provoca supratensiuni la întreruperea curenţilor inductivi.

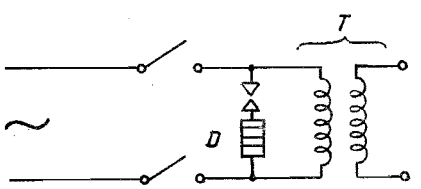


Fig. VI.32. Schemă de principiu a protecţiei transformatorului cu descărcător montat direct între borne.

Ca măsură de protecţie, între bornele transformatoarelor mari se conectează descărcătoare D, care permit curgerea curentului din înfăşurare după întrerupere, fără a produce supratensiuni mari (fig. VI.32). Descărcătoarele moderne au capacitate termică suficientă pentru prelucrarea energiei $\frac{1}{2}Li^2$, înmagazinate în cîmpul magnetic al transformatorului.

3. <u>Sarcini capacitive, pierderea bruscă a sarcinii</u>. S-a arătat în capitolul V (relaţia V.66), că pierderea de tensiune pe o linie scurtă este

$$U_{1f} - U_{2f} \cong I_a R + I_r X.$$

Dacă curentul reactiv este capacitiv ($I_c = -I_r$) apare creşterea de tensiune

$$\Delta U_f = I_c \quad X. \qquad (VI.77)$$

Atunci, cînd curentul capacitiv este curentul de încărcare al liniei la mers în gol, avem efectul Ferranti (capitolul V, punctul A.1). Dacă lungimea liniei întrece sensibil 100 km, creşterea de tensiune prin efect Ferranti poate fi periculoasă. Situaţia este analogă la baterii de condensatoare conectate la capătul liniei.

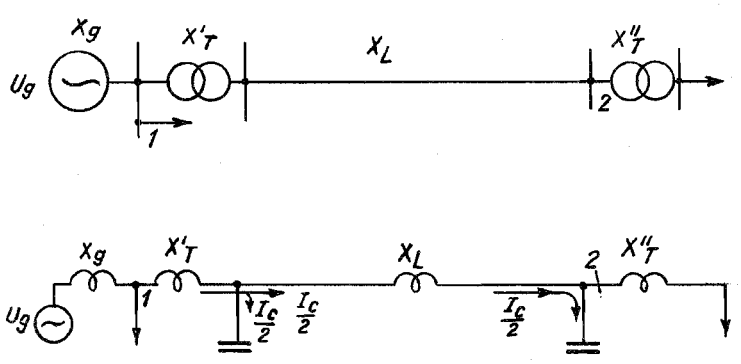


Fig. VI.33. Creşterea tensiunii prin pierderea bruscă a sarcinii.

Pentru a evita tensiunile prea mari la sfîrşitul liniei, tensiunea la începutul ei trebuie micşorată. Uneori este necesar să se subexcite generatoarele în acest scop. Aceasta însă duce la micşorarea stabilităţii.

Adesea efectul de creştere a tensiunii datorită curentului capacitiv este compensat prin căderea produsă de curentul de sarcină. Dacă însă sarcina se deconectează brusc, de exemplu prin deconectarea sarcinii în punctul 1 sau 2 din figura VI.33, pierderea de tensiune se micşorează, adică tensiunea creşte faţă de valoarea normală. După un timp scurt, regulatorul de tensiune readuce la normal tensiunea la bornele generatorului. În cazul unei micşorări treptate a sarcinii nu apare o creştere excesivă a tensiunii datorită acţiunii concomitente a regulatorului de tensiune.

P A R T E A A D O U A

S I S T E M E E L E C T R I C E

C a p i t o l u l V I I

CURENŢI DE SCURTCIRCUIT

A. NOŢIUNI INTRODUCTIVE

Scurtcircuitele sînt cauzate în primul rînd de supratensiunile care produc conturnări de izolatoare, cît şi de alte cauze, cum ar fi: crengi căzute pe conductoare (aduse de vînt), păsări, distrugerea izolaţiei de animale (rozătoare, insecte), lovirea cablurilor cu ocazia unor alte lucrări, murdărirea izolatoarelor (funingine, substanţe chimice), roua de dimineaţă, manevre greşite etc.

Deşi în calea curentului de scurtcircuit în majoritatea cazurilor este intercalată rezistenţa arcului şi a pămîntului, totuşi în calcule în general nu se consideră aceste rezistenţe, presupunînd scurtcircuite "metalice". Astfel, calculele devin mai simple fiind totodată acoperitoare.

Tot pentru simplificare, în majoritatea cazurilor se neglijează rezistenţele în raport cu reactanţele. Numai la cabluri de lungime relativ mare, rezistenţa poate mări sensibil impedanţa totală. Toţi curenţii sînt astfel defazaţi în urmă cu 90^{o} faţă de tensiunile surselor. Pentru simplificare, toate aceste tensiuni se consideră în fază. Prin urmare şi curenţii rezultă în fază şi se adună aritmetic, ca şi curenţii continui. Valorile obţinute astfel prin calcul sînt mai mari decît cele din realitate, o dată din cauza neglijării rezistenţelor, apoi din cauza adunării aritmetice, deci din nou

rezultatele sînt acoperitoare. Calculele laborioase pot fi înlocuite prin determinări directe pe modele de curent continuu, care vor fi prezentate mai în detaliu în cadrul acestui capitol.

O simplificare substanţială la determinarea curenţilor de scurtcircuit rezultă prin considerarea scurtcircuitelor ca fiind simetrice, adică trifazate. In realitate, numai aproximativ 5% din totalul scurtcircuitelor sînt trifazate (3 F), însă de foarte multe ori curentul de scurtcircuit nesimetric, adică monofazat (FN), bifazat (2 F) sau bifazat la pămînt (2 FN, numit şi dublu monofazat) nu diferă mult de cel trifazat. Scurtcircuitul trifazat la pămînt (3 FN) nu diferă în fond de cel trifazat, căci punctul K de scurtcircuit trifazat are oricum din motive de simetrie, potenţialul nulului, deci o punere la pămînt a punctului K nu modifică curenţii şi tensiunile. Trebuie subliniat că o punere la pămînt nu înseamnă scurtcircuit decît dacă nulul este legat direct la pămînt. Tocmai de aceea s-a notat cu N un scurtcircuit prin punere la pămînt, care corespunde unei legături şi la nulul sursei.

Neprecizia calculelor este admisibilă de multe ori, ţinînd seama de creşterea an cu an a puterii instalate şi deci şi a curenţilor de scurtcircuit într-un ritm intens şi greu de prevăzut cu precizie, precum şi de treptele largi la care sînt stabilite puterile de rupere la întrerupătoare sau curenţii de scurtcircuit admisibili la diferite aparate electrice, din punctul de vedere al stabilităţii (rezistenţei) lor dinamice şi termice. Alte ori, însă de exemplu, pentru reglarea releelor de protecţie, se cere cunoaşterea curenţilor de scurtcircuit cu o precizie relativ mare şi în cazuri diferite (scurtcircuite trifazate sau cu un număr incomplet de faze, metalice sau cu arc etc.).

Valoarea curentului de scurtcircuit este determinat în primul rînd de generatoarele în funcţie, deoarece la scurtcircuit, consumatorii cel puţin în parte sînt lipsiţi de tensiune. Totuşi, unii consumatori şi în primul rînd motoarele sincrone, dar şi cele asincrone mari alimentează scurtcircuitul. Dar şi în mod indirect, consumatorii influenţează valoarea curentului de scurtcircuit, în special consumatorii de

putere reactivă, pentru că determină starea de excitaţie a generatoarelor. Aceasta nu se manifestă la începutul fenomenului de scurtcircuit, ci numai după zeci de perioade şi poate fi modificată de regulatoarele automate de tensiune (RAT). Curentul de scurtcircuit care se stabileşte după cîteva secunde, numit de durată (I_∞) depinde deci de sarcina prealabilă, precum şi de acţiunea regulatorului de tensiune.

Dintre scurtcircuitele nesimetrice, cele mai frecvente sînt cele monofazate (FN), circa 65%. Restul scurtcircuitelor nesimetrice sînt mai mult bifazate la pămînt (2 FN, circa 20%), deoarece în urma conturnării izolatorului unei faze se produce uşor, în urma creşterii tensiunii, conturnarea şi a izolatorului unei alte faze. Scurtcircuitele bifazate (2 F) reprezintă circa 10% din totalul cazurilor de scurtcircuit.

Calculul curentului de scurtcircuit nesimetric se face cu metoda componentelor simetrice, folosind pe cît se poate modelul de reţea.

Tensiunea la locul de scurtcircuit se anulează numai la scurtcircuitul trifazat (metalic), complet, la toate fazele. Ea creşte, simetric pe cele trei faze, cu distanţa de la locul de scurtcircuit. La un scurtcircuit nesimetric, la locul de scurtcircuit tensiunile se anulează numai parţial (la scurtcircuit FN se anulează tensiunea între F şi N, la 2F tensiunea între două faze, la 2FN tensiunea între cele două faze şi nul), iar într-un loc oarecare, pe linie, triunghiul tensiunilor se deformează.

Denumirea de nesimetric se referă uneori la faptul, că datorită componentei aperiodice, curenţii de scurtcircuit sînt în general deplasaţi, în reprezentarea lor grafică în raport cu timpul, faţă de axa timpului, care altfel ar fi o axă de simetrie. Figura VII.1 reprezintă desfăşurarea în timp a curentului de scurtcircuit. Curentul variază simetric în raport cu componenta sa aperiodică i_a. Aceasta se amortizează relativ repede. Componenta periodică descreşte şi ea, de la valoarea iniţială I" (valoarea efectivă a curentului subtranzitoriu) la I_∞ (valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit de durată), însă numai în cîteva secunde. Dacă există RAT, atunci în urma scăderii tensiunii la borne se măreşte curentul de

excitaţie, astfel încît după trecerea printr-un minim (la t= = o,5 s) valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit creşte, stabilindu-se un I_∞ mai mare decît în lipsa RAT.

De cele mai multe ori, din punctul de vedere al protecţiei, al întreruperii rapide, al stabilităţii, ne interesează curentul de scurtcircuit instantaneu I". Puterea de scurtcircuit se defineşte cu

$$I_{sc} = I''$$

$$S_{sc} = \sqrt{3}\, U_n\, I_{sc} .$$

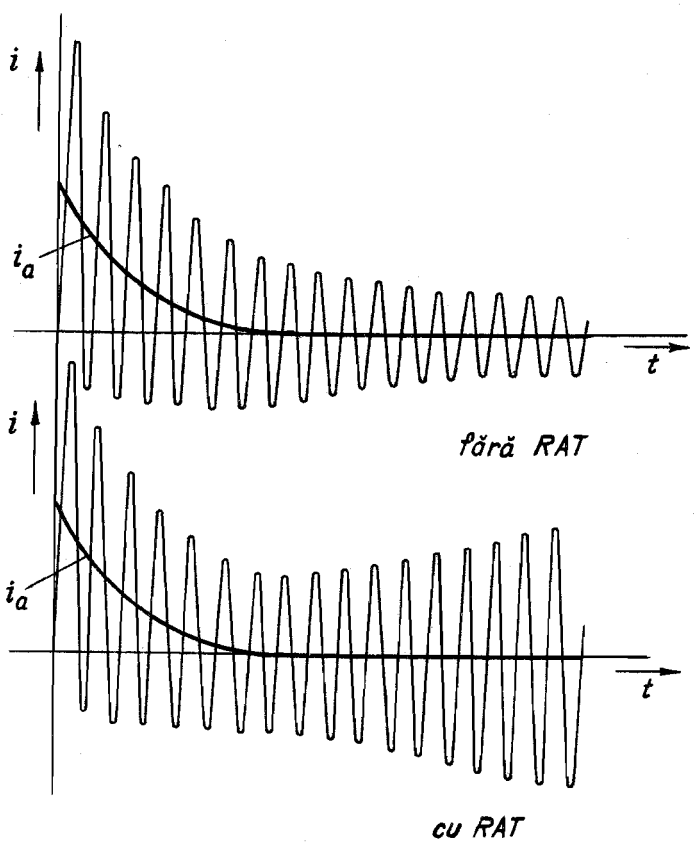


Fig. VII.1. Variaţia curentului de scurtcircuit în raport cu timpul, fără şi cu regulator automat de tensiune.

Stabilitatea dinamică (rezistenţa la forţe electrodinamice)se verifică cu cea mai mare valoare momentană a curentului de scurtcircuit, curentul de şoc $i_{şoc}$, care apare la t= = o,ol s de la ivirea scurtcircuitului, iar acesta se calculează din I". De aceea I" este de interes primordial la calculul curenţilor de scurtcircuit. Componenta aperiodică intervine în expresia lui $i_{şoc}$, însă în mo - mentul întreruperii arcului chiar în întrerupătoarele rapide (t > o,o6...o,1 s) este parţial amortizată (avînd constanta de timp $T_a \cong$ o,o5 s) şi oricum nu îngreuiază întreruperea. De aceea, ea nu se ia în considerare în expresia puterii de scurtcircuit. Componenta aperiodică măreşte în raport cu I" valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit, însă amortizîndu-se repede efectul termic este redus şi poate fi echivalat cu o mică mărire (fictivă) a duratei scurtcircuitului ($\cong$ o,1 s). Din punctul de vedere al încălzirii interesează întreaga

desfăşurare a curentului de scurtcircuit, deci şi I_∞ . Valorile intermediare, precum şi I_∞ sînt de interes şi la întreruperea scurtcircuitului cu întîrziere, datorită unei comenzi prin relee temporizate. In general însă din cauza efectului termic şi al efectului dinamic prelungit, există tendinţa de a reduce cît mai mult întîrzierea la întrerupere. Intrerupe - rea rapidă măreşte stabilitatea, precum şi capacitatea de transport a liniei de interconexiune şi de aceea la linii de înaltă tensiune vine în considerare aproape exclusiv numai întreruperea rapidă. Fuzibilele de înaltă tensiune întrerup curentul de scurtcircuit la $t \ll 0{,}01$ s, astfel încît acesta nu atinge valoarea i_{soc}. Asemenea fuzibile, limitatoare de curent, protejează foarte eficace instalaţia de efectele termice şi dinamice ale curentului de scurtcircuit.

B. VARIAŢIA CURENTULUI DE SCURTCIRCUIT ÎN RAPORT CU TIMPUL

Presupunem că înainte de scurtcircuit ($t < 0$), sarcina R este pur ohmică şi deci curentul în fază cu tensiunea (fig. VII.2 şi 3). Scurtcircuitul scoate rezistenţa R din circuit, impedanţa descreşte, devine aproape pur inductivă, deci curentul creşte şi se defazează în raport cu tensiunea, cu aproape 90^0 în urmă. Astfel apare curentul i" cu amplitudinea $\sqrt{2}\ I''$, cu valoarea momentană

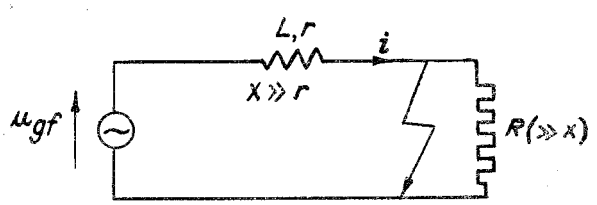


Fig. VII.2
Scurtcircuitul studiat.

$$i'' = -\sqrt{2}\ I'' \cos \omega t \qquad (VII.1)$$

şi cea iniţială $i''_0 = -\sqrt{2}\ I''$. Curentul i" este componenta periodică i_p a curentului de scurtcircuit. Această componentă are amplitudine practic constantă în primele semiperioade, dar după cîteva secunde trece în i_∞ (partea din dreapta a figurii VII.3) din cauza creşterii reactanţei generatorului de la X" (reactanţa subtranzitorie) la X_s (reactanţa sincronă). Dacă

reactanţa generatorului este mică în raport cu reactanţa celorlalte elemente de reţea, rezultă $i_\infty = i''$.

Curentul de scurtcircuit mai are şi o componentă aperiodică

$$i_a = i_{ao}\, e^{-\frac{t}{T_a}}, \qquad \text{(VII.2)}$$

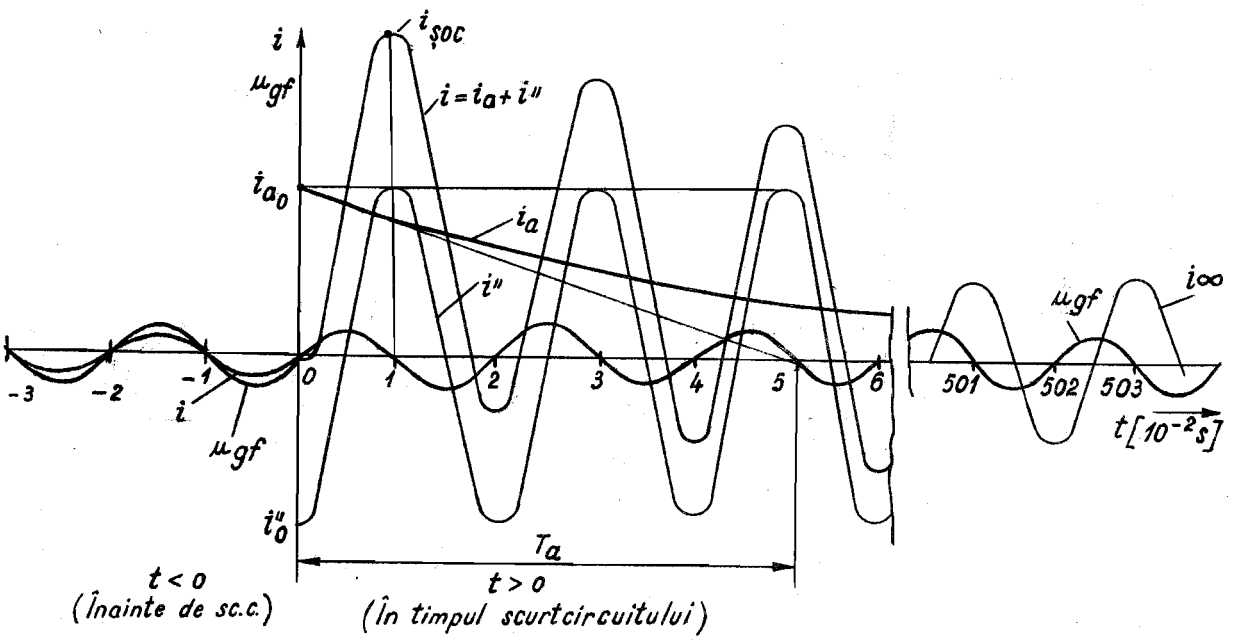


Fig. VII.3. Variaţia în timp a curentului de scurtcircuit.

soluţie a ecuaţiei diferenţiale

$$ri + L\,\frac{di}{dt} = o,$$

de unde

$$T_a = \frac{L}{r} = \frac{X}{\omega r}. \qquad \text{(VII.3)}$$

Se poate considera $\frac{X}{r} \cong 15...2o$. Prin urmare

$$T_a \cong \frac{15...2o}{314} \cong o,o5 \text{ s } (= 5 \text{ semiperioade}).$$

Subtangenta curbei exponenţiale (VII.2) este

$$-\frac{i_{ao}}{\left(\frac{d\,i_a}{dt}\right)_{t=o}} = T_a.$$

De aceea, în figura VII.3 subtangenta exponenţialei s-a luat de o,o5 s.

Curentul de scurtcircuit rezultant este

$$i = i_a + i'' = i_{ao}\, e^{-\frac{t}{T_a}} - \sqrt{2}\, I'' \cos \omega t. \qquad (VII.4)$$

Acest curent trebuie să fie zero la t = o, variaţia bruscă a curentului nefiind posibilă într-un circuit inductiv. Într-adevăr, variaţia energiei magnetice în raport cu timpul reprezintă puterea

$$p = \frac{dW_m}{dt} = \frac{d}{dt}\left(\frac{Li^2}{2}\right) = i.L\,\frac{di}{dt} = iu.$$

La o variaţie bruscă a curentului ar rezulta deci o tensiune (indusă) şi o putere infinită, ceea ce nu este posibil.

Punînd deci în (VII.4) t=o şi i=o, se obţine

$$i_{ao} = \sqrt{2}\, I''$$

şi prin urmare

$$i = \sqrt{2}\, I''\left(e^{-\frac{t}{T_a}} - \cos \omega t\right). \qquad (VII.5)$$

Din figura VII.3 se vede că i este maxim la t ≅ o,ol s. Curentul de şoc va fi deci

$$i_{şoc} = i_{t=o,ol} = \sqrt{2}\, I''\left(e^{-\frac{o,ol}{o,o5}} - \cos 314.o,ol\right).$$

Avem

$$e^x = 1 + x + \ldots ,$$

deci

$$e^{-o,2} = 1 - o,2 + \ldots \cong o,8 .$$

Rezultă

$$i_{şoc} = \sqrt{2}\, I''\,(o,8+1) = 1,8\sqrt{2}\, I'' = 2,53\, I''. \qquad (VII.6)$$

Coeficientul 1,8 prin termenul o,8 ţine cont de influenţa curentului aperiodic, care într-o semiperioadă s-a amortizat cu 2o%. El se numeşte coeficient de şoc

Tasc.12 Cda 1oo65/1964 $k_{şoc} = 1,8$.

Dacă scurtcircuitul este la bornele generatorului, raportul $\frac{X}{r}$ este de ordinul sutelor, $T_a \gg 0{,}05$ s şi $k_{şoc}$ se apropie de 2. Dacă în circuit se găseşte o rezistenţă mare, $T_a \ll 0{,}05$ s, i_a se amortizează mult pînă la $t = 0{,}01$ s şi prin urmare $k_{şoc}$ se apropie de 1.

Valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit în intervalul $t = 0$ şi $t = 0{,}02$ s se poate calcula considerînd $i_a = \text{const.}$ în acest interval şi egal cu $0{,}8\sqrt{2}\ I''$. Avem deci un curent continuu

$$I_0 = 0{,}8\sqrt{2}\ I''$$

peste care se suprapune un curent alternativ de valoare efectivă

$$I_1 = I''.$$

In cazul suprapunerii curenţilor de frecvenţe diferite kf ($k = 0,1,2,\ldots$, frecvenţa zero însemnînd curent continuu), valoarea efectivă este

$$I = \sqrt{I_0^2 + I_1^2 + I_2^2 + \ldots}\ .$$

In cazul nostru

$$I = \sqrt{I_0^2 + I_1^2} = \sqrt{(0{,}8\sqrt{2}\ I'')^2 + I''^2} = 1{,}52\ I''.$$

Acest rezultat s-ar fi putut obţine şi direct din expresia

$$I^2 = \frac{1}{0{,}02}\int_0^{0{,}02} i^2\,dt,$$

în care, din (VII.5)

$$i = \sqrt{2}\ I''\ (0{,}8 - \cos 314\ t).$$

Efectuînd, spre cunoaşterea efectelor de încălzire, integrala

$$\int_0^t i^2\,dt$$

pentru un interval de timp $t \gg T_a$ ($t \geq (4...5)T_a$) se obţine (vezi punctul H.2.b.α), ţinînd seama de componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit, cît şi de variaţia componentei periodice

$$\int_0^t i^2 \, dt = I_\infty^2 \; t_f \; ,$$

cu

$$t_f = t_{fp} + 0{,}05 \frac{I''^2}{I_\infty^2} \; ,$$

t_f fiind un timp fictiv (t_{fp} se referă la componenta periodică a curentului, fig. VII.43), cu atît mai mare cu cît durata t a scurtcircuitului este mai mare.

Forţele electrodinamice sînt proporţionale cu pătratul curentului. Forţa maximă va fi

$$F_{max} = C.i_{şoc}^2 = C(k_{şoc} \; \sqrt{2} \; I'')^2 = k_{şoc}^2 . C \; (\sqrt{2} \; I'')^2 .$$

Cu $k_{şoc} = 1{,}8$ rezultă că din cauza componentei aperiodice forţa creşte de $1{,}8^2 = 3{,}2$ ori în raport cu aceea care corespunde amplitudinii $\sqrt{2}$ I" a curentului sinusoidal.

C. CALCULUL CURENTULUI DE SCURTCIRCUIT SIMETRIC

Curentul de scurtcircuit trifazat se calculează considerînd (vezi şi capitolul IV, punctul E.1):

- pentru I": $U_g = U_f \cong 1{,}05 \; U_n$, $X_g = X''$
- pentru I_∞ : $U_g = U_e = (0{,}2 \div 0{,}8 \; I_e^*) \; U_n$, $X_g = X_s = \dfrac{U_e / \sqrt{3}}{m \; I_e^*}$.

O uşurare a calculului se obţine dacă se aplică teorema lui Thévénin la calculul curentului de scurtcircuit. Ea ne spune că curenţii de scurtcircuit se pot determina considerînd reţeaua pasivă, adică lipsită de tensiuni electromotoare, şi admiţînd o singură tensiune, aplicată la locul de scurtcircuit, aceea care a existat aici înainte de scurtcircuitare. Aceasta fiind o tensiune normală de exploatare, tensiunea

aplicată reţelei pasive se poate considera ca fiind cea nominală.

Teorema lui Thévénin rezultă din principiul suprapunerii efectelor, valabil în circuite liniare, adică cu parametrii independenţi de valoarea curentului. In asemenea circuite, tensiunile $\bar{U}$ şi curenţii $\bar{I}$ se pot descompune în componente, astfel:

$$\bar{U} = \bar{U}_1 + \bar{U}_2 ,$$
$$\bar{I} = \bar{I}_1 + \bar{I}_2 ,$$

componentele cu acelaşi indice apărînd în acelaşi circuit 1 respectiv 2; aceste două circuite sînt identice cu circuitul iniţial (fig. VII.4). Dacă descompunem reţeaua iniţială, scurtcircuitată la bornele $\alpha - \beta$ din figura VII.5, avînd tensiunile electromotoare $\bar{U}_i$, într-o reţea activă 1 la care se aplică

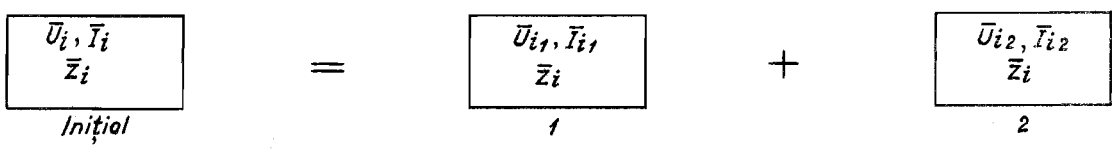


Fig. VII.4. Descompunerea curenţilor şi a tensiunilor.

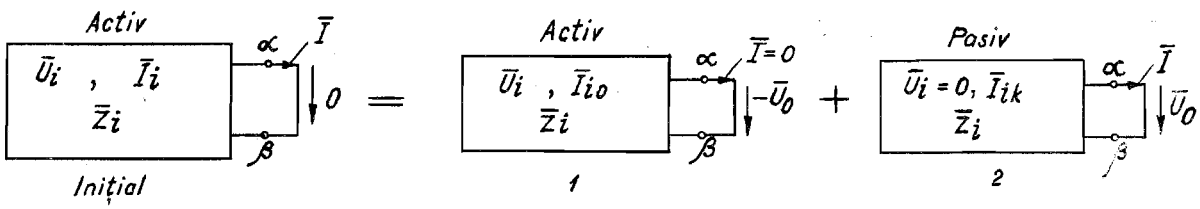


Fig. VII.5. In reţeaua 2 între α şi β trece acelaşi curent $\bar{I}$ ca în reţeaua iniţială.

o tensiune $-\bar{U}_0$ între bornele scurtcircuitate, în aşa fel încît curentul $\bar{I}$ să rezulte zero şi o reţea pasivă 2, avînd tensiunea electromotoare $\bar{U}_0$ şi curentul $\bar{I}$ între α şi β, principiul suprapunerii este satisfăcut. $\bar{U}_0$ este evident tensiunea în gol (căci în reţeaua 1, $\bar{I} = 0$). Toate reţelele sînt identice, fiind formate din aceleaşi impedanţe $\bar{Z}_i$ ale ramurilor i şi scurtcircuitate la borne. Reţeaua iniţială este parcursă de curenţii $\bar{I}_i$ în urma scurtcircuitului; reţeaua 1 este

parcursă de curenţii $\bar{I}_{i_o}$ dinainte de scurtcircuit şi cuprinde şi tensiunile $\bar{U}_i$ ale generatoarelor; reţeaua 2 este parcursă numai de curenţii de scurtcircuit $\bar{I}_{ik}$ (avem $\bar{I}_i = \bar{I}_{io} + \bar{I}_{ik}$) şi este pasivă ($\bar{U}_i = 0$).

Teorema lui Thévénin indică deci posibilitatea determinării curentului $\bar{I}$ de scurtcircuit la locul de scurtcircuit prin folosirea schemei 2 din figura VII.5 în locul schemei iniţiale.

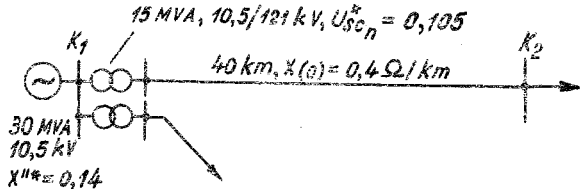


Fig. VII.6. Calculul lui I".

Dacă se foloseşte teorema lui Thévénin, în reţeaua pasivă se va introduce pentru reactanţa generatoarelor X_g fie valoarea X" dacă se calculează I", fie valoarea X_s dacă se calculează I_∞.

In cele ce urmează calculul curenţilor de scurtcircuit va fi lămurit prin exemple, indicînd şi modul de calcul cu unităţi relative.

1. <u>Calculul lui I"</u>. Fie reţeaua din figura VII.6. Se cere să se determine I" la un scurtcircuit în K_1 şi K_2.

Avem

$$X'' = X''^* \frac{U_n^2}{S_n} = 0,14 \frac{10,5^2}{30} = 0,51\ \Omega\ ,$$

$$X_T = U^*_{scn} \frac{U_n^2}{S_n} = 0,105 \frac{10,5^2}{15} = 0,77\Omega\ ,$$

$$X_L = 40.0,4 = 16\ \Omega\ ,$$

$$X'_L = X_L \left(\frac{10,5}{121}\right)^2 = 0,12\ \Omega\ ,$$

$$\Sigma X = 1,4\ \Omega\ ,$$

$$U_{df} \cong \frac{1,05\ Un}{\sqrt{3}} = \frac{1,05.10,5}{\sqrt{3}} = 6,37\ kV.$$

Rezultă, la un scurtcircuit în K_1

$$I''_{K1} = \frac{6,37}{0,51} = 12,4 \text{ kA},$$

$$S_{scK_1} = \sqrt{3}.10,5.12,4 = 225 \text{ MVA},$$

iar la un scurtcircuit în K_2

$$I''_{K_2} = \frac{6,37}{1,4} = 4,54 \text{ kA},$$

$$S_{sc_{K_2}} = \sqrt{3}.10,5.4,54 = 82,4 \text{ MVA}.$$

In acest al doilea caz, curentul pe linie va fi

$$I''_{K_2} = 4,54 \cdot \frac{10,5}{121} = 0,394 \text{ kA}$$

$$(S_{sc_{K_2}} = \sqrt{3}.121.0,394 = 82,4 \text{ MVA!})$$

In unităţi relative, calculul se prezintă astfel:

admitem

$$S_b = 100 \text{ MVA},$$

$$U_{bI} = 10,5 \text{ kV}, \quad U_{bII} = 121 \text{ kV},$$

$$I_{bI} = \frac{100}{\sqrt{3}.10,5} = 5,51 \text{ kA}, \quad I_{bII} = \frac{100}{\sqrt{3}.121} = 0,477 \text{ kA},$$

$$Z_{bI} = \frac{10,5^2}{100} = 1,1\,\Omega, \quad Z_{bII} = \frac{121^2}{100} = 146,5\,\Omega.$$

Raportate la mărimile de bază (indicele (b)), reactanţele vor fi

$$X''^{*}_{(b)} = X'': \; Z_{bI} = 0,14 \frac{10,5^2}{30}; \; \frac{10,5^2}{100} = 0,14 \frac{100}{30} = 0,467,$$

$$X^{*}_{T(b)} = X_T: \; Z_{bI} = 0,105 \frac{100}{15} = 0,7,$$

$$X^{*}_{L(b)} = X_L: \; Z_{bII} = \frac{16}{146,5} = 0,109,$$

$$\Sigma X^{*}_{(b)} = 1,276.$$

Cum

$$U_g^* = 1,05,$$

rezultă, la scurtcircuit în K_1

$$I''^*_{K_{1(b)}} = \frac{1,05}{0,467} = 2,25 ,$$

iar la un scurtcircuit în K_2

$$I''^*_{K_{2(b)}} = \frac{1,05}{1,276} = 0,824 .$$

Prin urmare, în K_1

$$I''_{K_1} = 2,25 \cdot 5,51 = 12,4 \text{ kA},$$

$$S_{sc_{K_1}} = 2,25 \cdot 100 = 225 \text{ MVA},$$

iar la un scurtcircuit în K_2

$$I''_{K_2} = 0,824 \cdot 5,51 = 4,54 \text{ kA},$$

respectiv $I''_{K_2} = 0,824 \cdot 0,477 = 0,394$ kA,
iar

$$S_{sc_{K_2}} = 0,824 \cdot 100 = 82,4 \text{ MVA}.$$

Aceste cifre coincid cu cele găsite mai înainte.

2. Scurtcircuitul de durată. La un scurtcircuit de durată, în lipsa regulatoarelor de tensiune, tensiunea electromotoare se stabileşte corespunzător cu valoarea curentului de excitaţie, care îşi păstrează valoarea dinainte de scurtcircuit. Fie de exemplu, în cazul din figura VII.6, $I_e^* = 2$ şi raportul de scurtcircuit $m = 0,7$. Rezultă (vezi capitolul IV)

$$U_e^* = 0,2 + 0,8\, I_2^* = 1,8 ,$$

$$X_s^* = \frac{U_e^*}{m\, I_e^*} = 1,286 .$$

Prin urmare, considerînd ca mărime de bază puterea nominală a generatorului (indicele (g))

$$\Sigma X^*_{(g)} = X^*_s + X^*_{T_{(g)}} + X^*_{L(g)} = 1,286 + 0,105 \cdot \frac{30}{15} + 0,109 \frac{30}{100} =$$

$$= 1,286 + 0,21 + 0,033 = 1,529 ,$$

$$I^*_{\infty K_{1(g)}} = m\, I^*_e = \frac{U^*_e}{X^*_s} = 1,4 ,$$

$$I^*_{\infty K_{2(g)}} = \frac{1,8}{1,529} = 1,18 .$$

In realitate curentul prin generator va fi puţin mai mare, sarcina prin cel de-al doilea transformator rămînînd alimentată. De aceea, căderea de tensiune în generator va fi mai mare, tensiunea disponibilă la borne mai mică decît în lipsa acestei sarcini, iar curentul de scurtcircuit va fi mai mic decît valoarea $I^*_{\infty K_{2(g)}}$ calculată mai sus.

Dacă pe bare este conectat un RAT pentru a menţine constantă tensiunea barelor, acesta va mări la un scurtcircuit în K_1 curentul de excitaţie pînă la valoarea sa maximă, cînd întreaga rezistenţă de reglare este scoasă. Se poate considera $I^*_{emax} = 4$. Rezultă

$$U^*_{emax} = 0,2 + 0,8\, I^*_{emax} = 3,4 ,$$

$$X^*_s = \frac{U^*_{emax}}{m\, I^*_{emax}} = 1,17 ,$$

$$\Sigma X^*_{(g)} = 1,17 + 0,21 + 0,033 = 1,413,$$

$$I^*_{\infty K_{1(g)}} = m\, I^*_{emax} = 2,8 ,$$

$$I^*_{\infty K_{2(g)}} = \frac{3,4}{1,413} = 2,4 .$$

Fie la capătul liniei un transformator coborîtor de tensiune T', de 5,6 MVA, $U^*_{scn} = 0,105$. Să considerăm un scurtcircuit într-un punct K_3 la bornele secundare ale acestuia. Reac-

tanţa acestui transformator, raportată la puterea generatorului, este (în unităţi relative)

$$X^*_{T(g)} = 0{,}105 \cdot \frac{30}{5{,}6} = 0{,}563.$$

Această reactanţă fiind mare, $I^*_{\infty K_{3(g)}}$ va fi relativ mic şi nu va produce căderi mari de tensiune în generator. De aceea RAT nu forţează excitaţia pînă la I_{emax}, deoarece în timpul măririi curentului de excitaţie, încă înainte de a atinge valoarea maximă, tensiunea la bare se restabileşte la valoarea normală. Prin urmare

$$I^*_{\infty K3(g)} = \frac{U^*_b}{X^*_{T(g)} + X^*_{L(g)} + X^*_{T'(g)}} = \frac{1}{0{,}21 + 0{,}033 + 0{,}563} = 1{,}24.$$

Curentul de excitaţie corespunzător este $I^*_e = 2{,}9 < 4$. Într-adevăr, cu această valoare

$$U^*_e = 0{,}2 + 0{,}8\ I^*_e = 2{,}52\ ,$$

$$X^*_s = \frac{U^*_e}{m\ I^*_e} = 1{,}24\ ,$$

$$\Sigma X^*_{(g)} = 2{,}046\ ,$$

$$I^*_{\infty K_{3(g)}} = \frac{2{,}52}{2{,}046} = 1{,}24\ !$$

În concluzie: la scurtcircuite îndepărtate, tensiunea la borne se menţine constantă şi de aceea calculul se poate efectua fără să se calculeze tensiunea electromotoare a generatorului. Mai mult chiar: la scurtcircuite care se produc în secundarul unui transformator de putere nu prea mare, care alimentează un consumator, se poate adesea considera tensiunea la bornele primare ale transformatorului constantă. Curentul maxim rezultă la un scurtcircuit la bornele secundare. Vom avea

$$I^*_{sc} = \frac{U^*_b}{X^*_T} = \frac{1}{U^*_{sc_n}}$$

şi deci

$$S_{sc} = I^*_{sc}\, Sn = \frac{Sn}{U^*_{sc_n}} .$$

Dacă, de exemplu, la capătul unei linii de 35 kV prin care se transportă în mod normal 5 MW este conectat şi un transformator de 180 kVA ($U^*_{sc_n}$ = 0,065), puterea de scurtcircuit maximă prin acesta va fi de $\frac{0,18}{0,065}$ = = 2,77 MVA. Acesteia îi corespunde un curent în secundarul de 0,4 kV de $\frac{2,77}{\sqrt{3}\cdot 0,4}$ = = 4 kA.

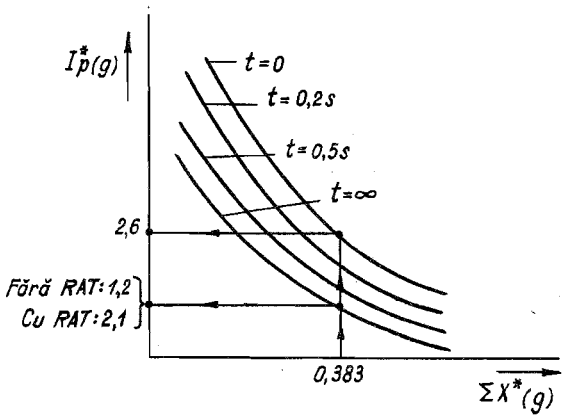


Fig. VII.7. Curbe de decrement.

3. <u>Folosirea curbelor de decrement</u>. Se numesc curbe de decrement (sau curbe de amortizare, sau curbe teoretice) graficele care în funcţie de $\Sigma X^*_{(g)}$ ne dau în ordonată direct componenta periodică I_p a curentului de scurtcircuit în oricare moment, la turbo şi hidrogeneratoare, cu sau fără RAT. Generatorul este presupus încărcat la borne cu sarcină nominală. Curbele sînt date, de exemplu, în: "Scurtcircuite în sisteme electrice" de S.A.Ulianov (Editura energetică de stat, 1954) şi se prezintă ca în figura VII.7. Cum variaţia lui I_p este determinată de fenomenele din generator, este firesc, că unităţile de bază pentru mărimile relative $\Sigma X^*_{(g)}$ şi $I^*_{p(g)}$ trebuie să fie mărimile nominale ale generatorului. $\Sigma X^*_{(g)}$ se calculează cu $X_g = X''$. Curentul obţinut este cel de la locul de scurtcircuit.

În cazul din figura VII.6, la un scurtcircuit în K_2 avem $\Sigma X^*_{(g)}$ = 0,14 + 0,21 + 0,033 = 0,383. La această abscisă se citesc (vezi fig. VII.7) curenţii: $I''^*_{K_{2(g)}}$ = 2,6, $I^*_{\infty K_{2(g)}}$ = 1,2 (fără RAT) şi $I^*_{\infty K_{2(g)}}$ = 2,1 (cu RAT). Cu I_n = 1,65 kA se obţine I''_{K_2} = 2,6·1,65 = 4,29 kA. Pentru comparaţie arătăm valorile calculate anterior: I''_{K_2} = 4,54 kA, $I^*_{\infty K2(g)}$ = 1,18 (fără RAT) şi $I^*_{\infty K_{2(g)}}$ = 2,4 (cu RAT).

La un scurtcircuit în K_3, avem $\Sigma X^*_{(g)} = 0,946$. La această abscisă se citeşte (din curbele de decrement) $I^*_{\infty K_{3(g)}} = 1,2$ (cu RAT). Anterior s-a calculat $I^*_{\infty K_{3(g)}} = 1,24$.

D. SCURTCIRCUITE NESIMETRICE

Curenţii de scurtcircuit nesimetrici se calculează prin metoda componentelor simetrice. Nesimetria apare doar la locul de scurtcircuit, în rest reţeaua este simetrică. De aceea ea poate fi descompusă în trei reţele de secvenţă, independente între ele: secvenţa directă (1), inversă (2) şi omopolară (o). Figura VII.8,a arată o reţea oarecare, complexă, cu un scurtcircuit în punctul K.

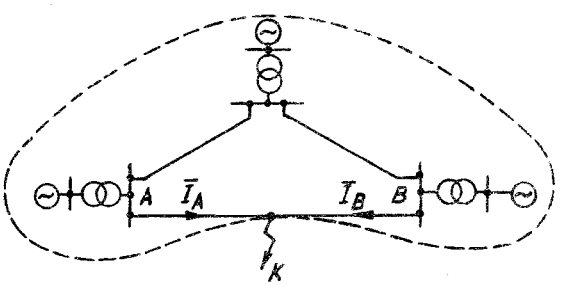


Fig.VII.8,a. Scurtcircuit pe linia AB.

Se presupune că în K există o ramificaţie scurtă, care înainte de scurtcircuit este în gol (fig. VII.8,b). Această ramificaţie se scurtcircuitează. Curentul de scurtcircuit care rezultă este deci suma $\bar{I}_A + \bar{I}_B$ (fig. VII.8,a). El trebuie deci descompus în $\bar{I}_A$ şi $\bar{I}_B$ pentru a cunoaşte curenţii care trec prin întrerupătoarele liniei. Pentru verificarea acestora ne interesează curentul de scurtcircuit maxim. Pentru aceasta, punctul K trebuie presupus chiar la întrerupător, înspre bare, sau înspre linie. Trebuie deci presupus, oricum, un scurtcircuit în staţia A, deci un scurtcircuit pe bare. Dacă K este în partea spre linie, întrerupătorul este parcurs de componenta curentului care vine dinspre bare, iar dacă K este în partea dinspre bare, întrerupătorul este parcurs de componenta curentului de scurtcircuit care curge dinspre linie. Alegerea întrerupătorului se face pe baza celei mai mari dintre cele două componente.

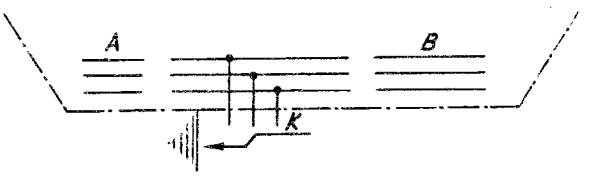


Fig.VII.8,b. Ramificaţia liniei AB în punctul K.

Toată reţeaua complexă (simetrică) se poate introduce într-un cadru cu 4 borne, care reprezintă ramificaţia din K. In K se aplică legăturile exterioare, nesimetrice, pentru scurtcircuit FN, 2FN şi 2F (fig. VII.9). Acestor legături le corespund trei relaţii între mărimile de fază. Astfel

- la scurtcircuitul FN

$$\bar{I}_b = o, \ \bar{I}_c = o, \ \bar{U}_{af} = o, \qquad (VII.7)$$

- la scurtcircuitul 2 FN

$$\bar{I}_a = o, \ \bar{U}_{bf} = o, \ \bar{U}_{cf} = o, \qquad (VII.8)$$

- la scurtcircuitul 2 F

$$\bar{I}_a = o, \ \bar{I}_b + \bar{I}_c = o, \ \bar{U}_{bf} = \bar{U}_{cf}. \qquad (VII.9)$$

Cum legăturile noi intervin după o prealabilă stare în gol a ramificaţiei, se poate aplica teorema lui Thévénin, adică se poate considera că acţionează o singură tensiune trifazată, simetrică, deci de secvenţă directă, egală aproximativ

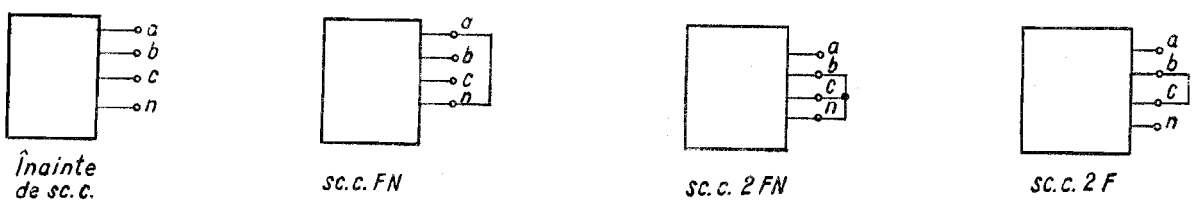


Fig.VII.9.Legături de scurtcircuit la conductoarele de fază .

cu cea nominală. Din cauza simetriei tensiunilor electromotoare, componenta inversă şi omopolară lipsesc şi de aceea reţeaua inversă şi omopolară sînt pasive. In figura VII.1o schemele de secvenţă s-au redus (în partea din dreapta a figurii)la simple impedanţe. Inlocuirea lor prin simple impedanţe nu modifică curentul de scurtcircuit total, dar nu permite urmărirea repartizării acestuia în scheme.

La probleme de stabilitate ne interesează numai componenţa directă a curentului, pentru că, neexistînd tensiuni de secvenţă inversă şi ompolară, numai componenta directă dă pu-

tere şi deci cuplu de accelerare sau de frînare a rotorului. De aceea schema de secvenţă directă se menţine completă,ca în stînga figurii VII.1o, dar schemele de secvenţă inversă şi omopolară se înlocuiesc prin simple impedanţe.

Inlocuind mărimile de fază cu mărimi de secvenţă se obţine (ne referim la faza a)

- la un scurtcircuit FN (relaţiile VII.7)

$$\bar{I}_1 = \frac{1}{3}(\bar{I}_a + a\,\bar{I}_b + a^2\,\bar{I}_c) = \frac{\bar{I}_a}{3},$$

$$\bar{I}_2 = \frac{1}{3}(\bar{I}_a + a^2\,\bar{I}_b + a\,\bar{I}_c) = \frac{\bar{I}_a}{3},$$

$$\bar{I}_o = \frac{1}{3}(\bar{I}_a + \bar{I}_b + \bar{I}_c) = \frac{\bar{I}_a}{3},$$

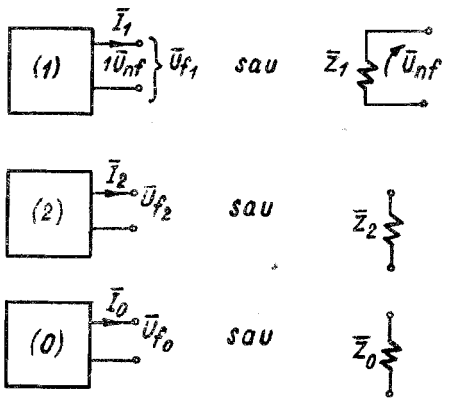


Fig. VII.1o. Reţelele de secvenţă (faza a).

deci

$$\bar{I}_1 = \bar{I}_2 = \bar{I}_o \text{ (două relaţii);}$$

de asemenea

$$\bar{U}_{af} = \bar{U}_{f1} + \bar{U}_{f2} + \bar{U}_{fo} = o \text{ (a treia relaţie),}$$

- la un scurtcircuit 2 FN (relaţiile VII.8)

$$\bar{U}_{f1} = \bar{U}_{f2} = \bar{U}_{fo} \text{ (două relaţii),}$$

$$\bar{I}_1 + \bar{I}_2 + \bar{I}_o = o \text{ (a treia relaţie),}$$

- la un scurtcircuit 2F (relaţiile VII.9)

$$\bar{I}_o = \frac{1}{3}(\bar{I}_a + \bar{I}_b + \bar{I}_c) = o \text{ (prima relaţie),}$$

$$\bar{I}_1 + \bar{I}_2 = \frac{1}{3}\left[2\,\bar{I}_a + (a + a^2)(\bar{I}_b + \bar{I}_c)\right] = o \text{ (a doua relaţie),}$$

$$\bar{U}_{f1} = \frac{1}{3}\left[\bar{U}_{af} + (a + a^2)\,\bar{U}_{bf}\right] = \bar{U}_{f2} \text{ (a treia relaţie).}$$

In locul celor trei relaţii între mărimile de fază s-au obţinut deci trei relaţii între mărimile de secvenţă. Acestora le corespund legăturile dintre reţelele de secvenţă reprezentate în figura VII.11. Dacă schemele pasive se înlocuiesc prin impedanţe, se obţin schemele simplificate din figura VII.12. Se observă că, în toate cazurile, curentul $\bar{I}_1$ (componen-

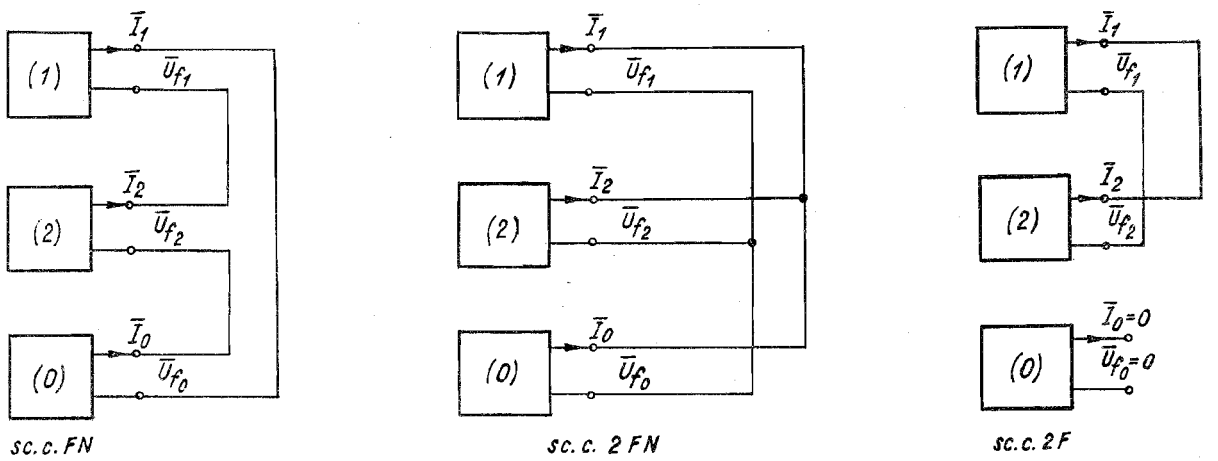


Fig. VII.11. Legături între reţelele de secvenţă la scurtcircuite nesimetrice (faza a).

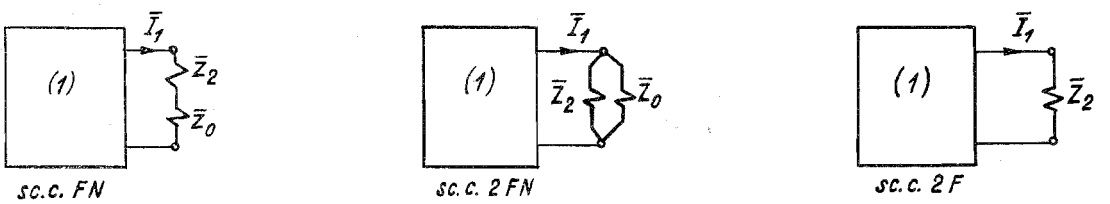


Fig. VII.12. Impedanţe conectate la locul de scurtcircuit : $\bar{Z}_2 + \bar{Z}_0$, $\bar{Z}_2 \parallel \bar{Z}_0$, $\bar{Z}_2$ (faza a).

ta de succesiune directă din faza a) rezultă conectînd la locul de scurtcircuit o impedanţă de scurtcircuit $\bar{Z}_{sc}$, numit şi şunt de avarie, de valoarea:

$$\left.\begin{aligned} &\text{- la scurtcircuit FN} \\ &\qquad \bar{Z}_{sc} = \bar{Z}_2 + \bar{Z}_0, \\ &\text{- la scurtcircuit 2 FN} \\ &\qquad \bar{Z}_{sc} = \bar{Z}_2 /\!/ \bar{Z}_0 = \frac{\bar{Z}_2 \bar{Z}_0}{\bar{Z}_2 + \bar{Z}_0}, \end{aligned}\right\} \quad \text{(VII.10)}$$

- la scurtcircuit 2F

$$\bar{Z}_{sc} = \bar{Z}_2 \,.$$

La un scurtcircuit trifazat

$$\bar{Z}_{sc} = 0 \,.$$

(VII.1o)

Neglijînd rezistenţele pe lîngă reactanţe, din figura VII.12 sau relaţiile (VII .1o) se obţine

$$I_{1_{FN}} = \frac{U_{nf}}{X_1 + X_2 + X_o} \,,$$

$$I_{1_{2FN}} = \frac{U_{nf}}{X_1 + \frac{X_2 X_o}{X_2 + X_o}} \,,$$

$$I_{1_{2F}} = \frac{U_{nf}}{X_1 + X_2} \,.$$

Curentul de scurtcircuit are însă şi componenta inversă şi omopolară, pe lîngă cea directă. Compunîndu-le se obţin(nu demonstrăm aici) următoarele expresii ale curenţilor de scurtcircuit

$$I_{FN} = 3\, I_{1\,FN} = \frac{3\, U_{nf}}{X_1 + X_2 + X_o} \cong 1{,}5\, \frac{U_{nf}}{X_1 + \frac{X_o}{2}} \,, \quad \text{(VII.11)}$$

$$I_{2FN} = \sqrt{3}\sqrt{1 - \frac{X_2 X_o}{(X_2 + X_o)^2}} \cdot I_{1_{2FN}} = \left(\frac{3}{2} \ldots \sqrt{3}\right) I_{1_{2FN}} = \frac{(1{,}5 \ldots 1{,}73) U_{nf}}{X_1 + \frac{X_2 X_o}{X_2 + X_o}} \,,$$

(VII.12)

$$I_{2F} = \sqrt{3}\, I_{1_{2F}} = \frac{U_n}{X_1 + X_2} \cong \frac{U_n}{2 X_1} \,. \quad \text{(VII.13)}$$

Expresiile aproximative, simplificate, pentru I_{FN} şi I_{2F} sînt valabile pentru cazul curentului de scurtcircuit instantaneu, cînd adesea se poate considera $X_2 \cong X_1$.

Metoda de calcul cu componente simetrice se poate folosi atît pentru I" cît şi pentru I_∞ , cu condiţia ca reactanţa generatorului să fie cea corespunzătoare: X" respectiv X_s.

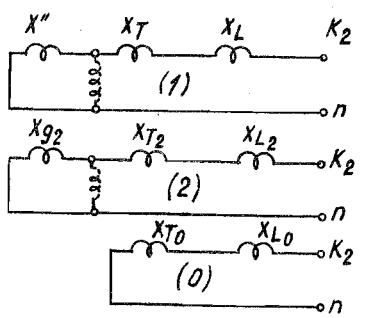


Fig. VII.13. Scheme de secvenţă.

Exemplu. Să se calculeze I''_{FN} la un scurtcircuit în punctul K_2 al schemei din figura VII.6. Acesta străbate secundarul transformatorului şi linia. Presupunem că transformatorul este conectat în Δ/Y_0 şi că reactanţa de secvenţă omopolară a liniei este de 1,2 Ω/km. Cele trei reţele de secvenţă sînt reprezentate în figura VII.13.

Avem, cu S_b = 100 MVA

$$X^*_{g2} \cong X''^* = 0{,}467,$$

$$X^*_{T_2} = X^*_{T_0} = X^*_T = 0{,}7,$$

$$X^*_{L_2} = X^*_L = 0{,}109 ,$$

$$X^*_{L_0} = 3\, X^*_L = 0{,}327.$$

Prin urmare reactanţele rezultante sînt

$$X^*_1 = 0{,}467 + 0{,}7 + 0{,}109 = 1{,}276 ,$$

$$X^*_2 = X^*_1 = 1{,}276 ,$$

$$X^*_0 = 0{,}7 + 0{,}327 = 1{,}027.$$

Din (VII.11) rezultă

$$I''^*_{FN} = \frac{3}{2.1{,}276 + 1{,}027} = 0{,}838 ,$$

$$I''_{FN} = I''^*_{FN} \cdot I_{bII} = 0{,}838 . 0{,}477 = 0{,}4 \text{ kA}.$$

Curentul de scurtcircuit monofazat a rezultat puţin mai mare decît cel trifazat (deşi s-a calculat cu U_n în loc de U_f), deoarece $X_0 < X_1$ ($=X_2$). Acest fapt poate fi de interes la verificarea căilor de curent ale aparatelor electrice. In calcule

nu s-a ţinut seama de reactanţa sarcinii, reprezentată punctat în figura VII.13.

E. MODELE DE REŢEA DE CURENT CONTINUU

S-a arătat în introducere că ipoteza tensiunilor în fază şi a reactanţelor pure permite să se folosească modele de reţea de curent continuu pentru determinarea curenţilor de scurtcircuit. In model se reproduc complet cele trei reţele de secvenţă, folosind rezistenţe în loc de reactanţe. Intîi se aleg scările. In modelul de curent continuu, putîndu-se folosi instrumente magnetoelectrice care au consum mic, se poate alege $U_{n_{mod}}$ = = 10 V şi $I_{n_{mod}}$ = 10 mA, deoarece, căderea de tensiune la măsurarea curentului poate fi ţinută sub 0,1 V, iar curentul derivat pentru măsurarea tensiunii poate fi ţinut sub 0,1 mA, rezultînd erori sub 1% (la curent alternativ valorile nominale trebuie luate, din cauza consumului mare al instrumentelor, aproximativ de 10 ori mai mari).

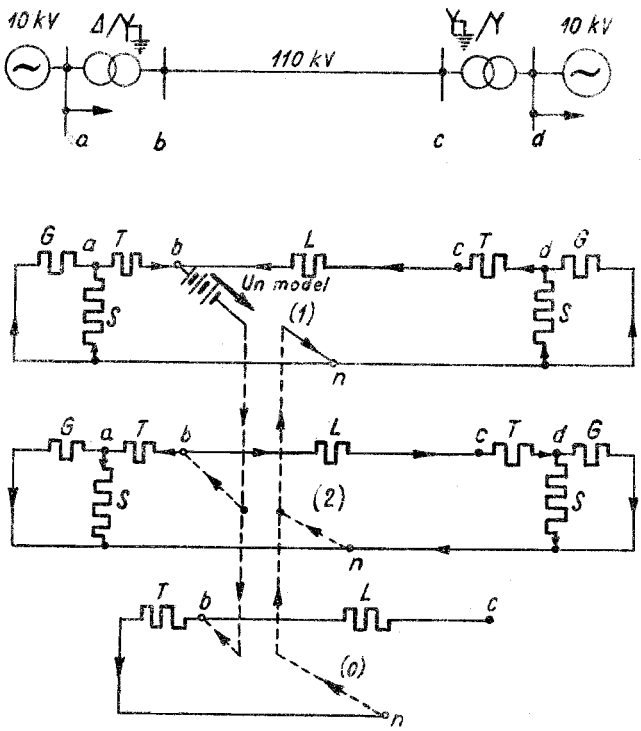


Fig. VII.14. Determinarea curentului de scurtcircuit nesimetric pe modelul de reţea.

Fie $U_{n\text{reţea}}$ = 110 kV, iar curenţii de 100...200 A. Alegem scările

-pentru tensiuni: $\frac{110 \text{ kV}}{10 \text{ V}} = 11 \frac{\text{kV între faze reţea}}{V_{model}}$,

- pentru curenţi: $\frac{0,1 \text{ kA}}{10 \text{ mA}} = 0,01 \frac{\text{kA}_{\text{reţea}}}{\text{mA}_{model}}$,

- pentru rezistenţe: $\frac{(\frac{110}{\sqrt{3}} : 0,1)\Omega}{1000\,\Omega} = 0,637 \frac{\Omega \text{ reţea}}{\Omega \text{ model}}$,

- pentru puteri de scurtcircuit: $\frac{(\sqrt{3}\cdot 11o\cdot o,1)MVA}{1o\ mA} =$

$$= 1,9\ \frac{MVA_{reţea}}{mA_{model}}\ .$$

Fie de exemplu reţeaua din figura VII.14. Dedesubt sînt reprezentate schemele celor trei secvenţe ale modelului de curent continuu. La secvenţa omopolară s-a ţinut seama de conexiunea transformatoarelor. Scurtcircuite 3 F şi 2 F sînt posibile pretutindeni, dar scurtcircuite FN şi 2FN numai pe partea de 11o kV. In figură s-a reprezentat punctat modul de conexiune al modelului pentru a determina curenţii de scurtcircuit în orice ramură a reţelei, la un scurtcircuit 2 FN (fazele b şi c) la barele b. Să presupunem, că în stînga punctului b am măsurat pe model: $I_1 = 45$ mA, $I_2 = 2o$ mA, $I_o = 4o$ mA. Cu scara

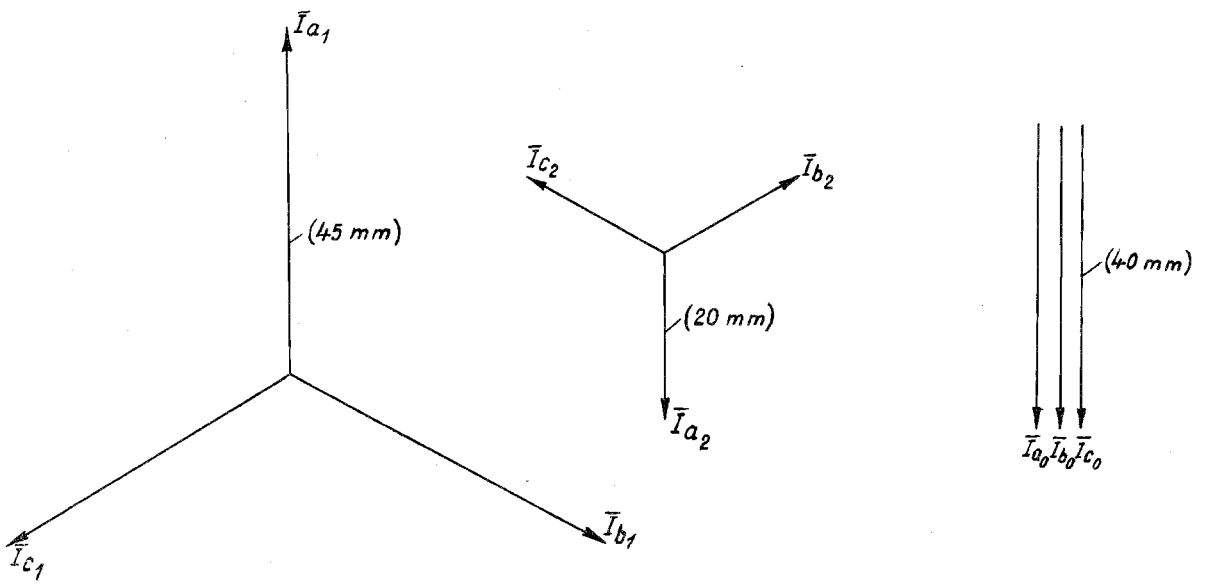


Fig. VII.15. Componentele simetrice ale curentului de scurtcircuit din b fig. VII.14.

aleasă, rezultă pentru curenţii din reţea: $I_1 = o,45$ kA, $I_2 = o,2$ kA, $I_o = o,4$ kA. Dacă săgeţile ar fi în figura VII.14 (la stînga punctului b) în acelaşi sens, în faza a curenţii de secvenţă ar fi în fază, reţeaua fiind formată numai din reactanţe. Se constată însă, urmărind sensul săgeţilor, că $\bar{I}_{a2}$ şi $\bar{I}_{ao}$ sînt defazate cu $18o^o$ faţă de $\bar{I}_{a1}$. Pe baza acestei

observaţii s-au reprezentat la scară, în figura VII.15, cele trei sisteme de componente simetrice ale curenţilor. Din compunerea lor au rezultat (fig. VII.16) curenţii pe cele trei faze: I_a = 0,15 kA, I_b = 0,76 kA, I_c = 0,76 kA.

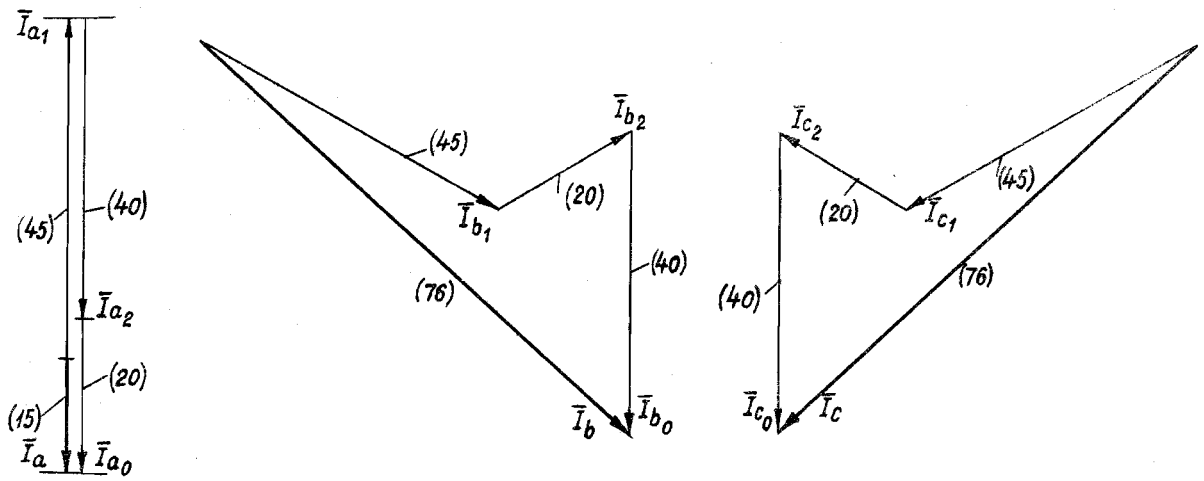


Fig. VII.16. Compunerea componentelor pentru obţinerea curenţilor de scurtcircuit pe cele trei faze.

F. CĂDERI DE TENSIUNE ÎN PĂMÎNT

Curentul de scurtcircuit, sau curentul de trăsnet, sau curentul capacitiv din reţelele cu nulul izolat, intră în pământ prin stîlp, prin fundaţia acestuia sau printr-o priză de pământ. In general, există prize de pământ, care asigură o rezistenţă R_p cît mai mică de trecere a curentului I_p în pământ, astfel încît instalaţia ajunsă sub tensiune să aibă o tensiune cît mai mică faţă de pământ. La limită, dacă $R_p = \infty$, deci instalaţia nu este pusă la pământ, apare faţă de pământ tensiunea de fază. In general, R_p este mic în raport cu impedanţele din calea curentului de scurtcircuit sau a curentului capacitiv şi de aceea nu influenţează valoarea curentului. Prin urmare tensiunea faţă de pământ va fi $I_p R_p$.

Punerea la pământ poate fi

- de exploatare (de exemplu punerea la pământ a firelor de protecţie, a nulului transformatorului, a bobinei de stingere),

- de protecţie (punerea la pământ a carcaselor maşinilor, a cuvelor transformatoarelor şi aparatelor, a părţilor metalice din staţii etc., izolate normal faţă de părţile conductoare de curent).

Figura VII.17 reprezintă o priză de legare la pământ a cuvei unui transformator şi curba de variaţie a potenţialului la suprafaţa pământului, datorită căderii de tensiune prin

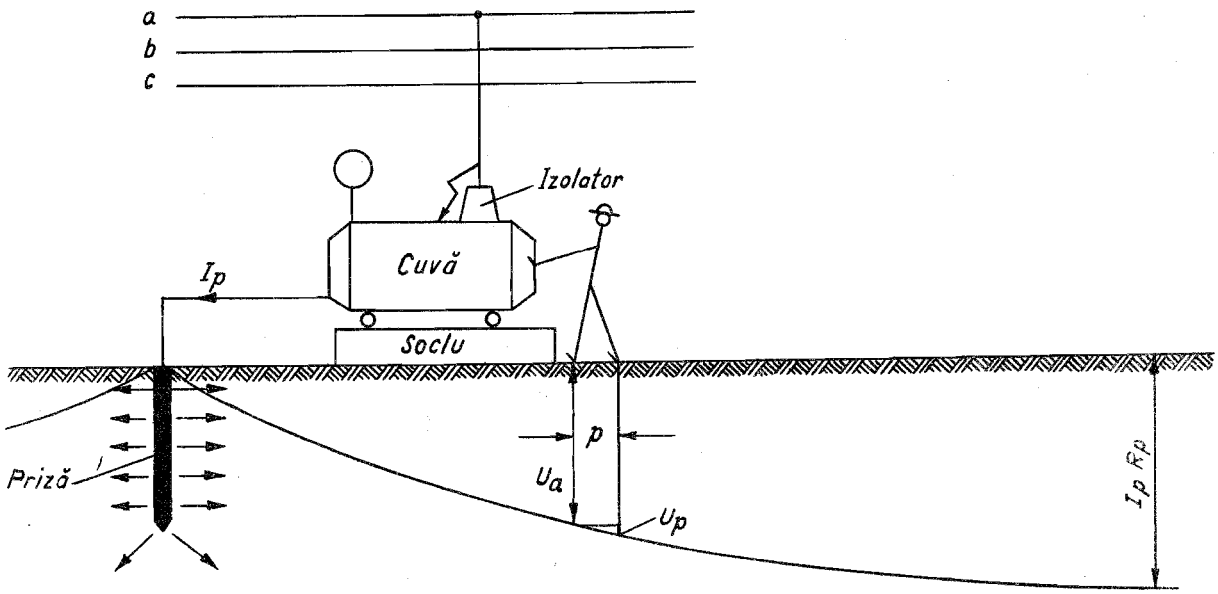


Fig. VII.17. Căderi de tensiune în pământ.

trecerea curentului de scurtcircuit prin pământ. Căderea de tensiune nu se produce în corpul metalic al prizei sau la suprafaţa acesteia, ci chiar în pământ. Căderea totală împărţită cu valoarea curentului care o produce este rezistenţa prizei. Se numeşte tensiune de atingere U_a căderea de tensiune între priză şi locul unde stă un om care poate să atingă cu mîna (fig. VII.17) un obiect ajuns sub tensiune şi legat la priză. Adesea aceasta este mai mică decît $I_p R_p$. Căderea de tensiune U_p pe distanţa p a pasului unui om se numeşte tensiune de pas. Folosind mai multe prize în paralel (fig. VII.18) se reduce $I_p R_p$, dar într-o măsură şi mai mare, prin răspîndirea curenţilor în pământ în afară de incinta staţiei se mic-

şorcază tensiunea de atingere şi de pas. In acest caz, potenţialul la suprafaţa pământului în staţie este mai ridicat decît în afara staţiei. Tensiunea U_f a sursei acoperă căderea de tensiune $I_p Z_\ell$ produsă de curentul de scurtcircuit (I_p) pe

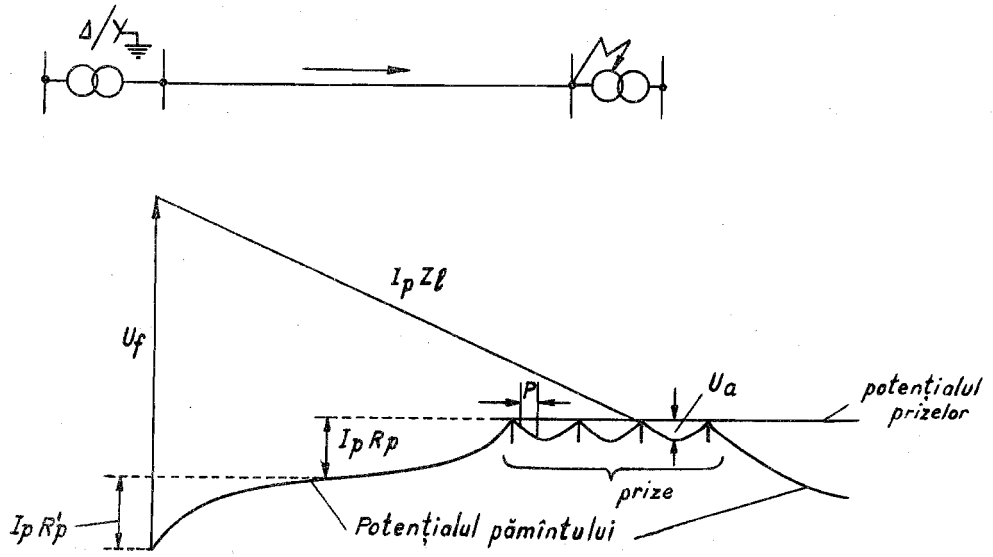


Fig. VII.18. Instalaţie de punere la pământ cu prize în paralel.

impedanţa liniei, a transformatorului etc., căderea de tensiune $I_p R_p$ în solul staţiei în care s-a produs scurtcircuitul şi căderea de tensiune $I_p R'_p$ la priza de punere la pământ a punctului de stea a transformatorului de alimentare. Se observă că în interiorul staţiei cu scurtcircuit potenţialul pământului variază puţin, rezultînd o tensiune de atingere şi de pas relativ mică (la o proiectare corectă, în cadrul limitelor admise).

Prin punerea în paralel a n prize identice avînd rezistenţa individuală de punere la pământ R_p se obţine $R_{ech} > \frac{R_p}{n}$, deoarece prizele vecine au, datorită apropierii, un spaţiu micşorat pentru împrăştierea curentului în sol.

Rezistenţa unei prize se poate determina prin calcul numai cu aproximaţie, deoarece rezistenţa specifică a solului nu este constantă şi nu se cunoaşte cu precizie, iar cîmpul de scurgere are în general o formă complexă. In unele cazuri priza reală se poate înlocui cu o priză emisferică masivă, simpli-

ficînd astfel calculul. Astfel, în cazul stîlpului din figura VII.19 s-a considerat raza emisferei r = 1,6 m, iar rezistivitatea s-a considerat cu valoarea mijlocie de $\rho = 10^2\ \Omega$ m. Rezistenţa prizei se obţine din însumarea rezistenţelor dR ale straturilor de pămînt de grosime dx. Avem

$$dR = \rho \frac{dx}{2\pi x^2} \quad ,$$

$$R_p = \int_r^{\infty} \rho \frac{dx}{2\pi x^2} = \frac{\rho}{2\pi r} \quad . \qquad \text{(VII.14)}$$

Cu valorile numerice considerate, se obţine

$$R_p = \frac{10^2}{2\pi 1,6} \cong 10\,\Omega \ .$$

Prin urmare, chiar la curenţi de ordinul de zeci de amperi, căderile de tensiune pot deveni periculoase. Reţinem însă că tensiunea de atingere şi de pas reprezintă o fracţiune din

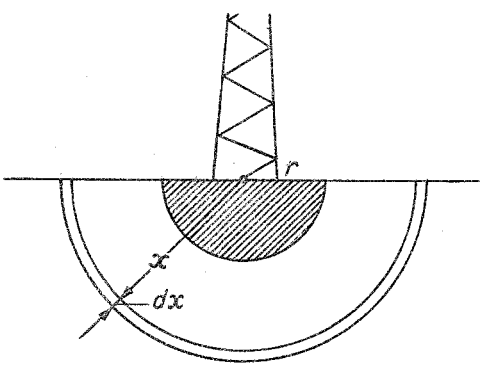


Fig.VII.19. Priză emisferică fictivă (r=1,6m, $\rho=10^2\ \Omega$ m).

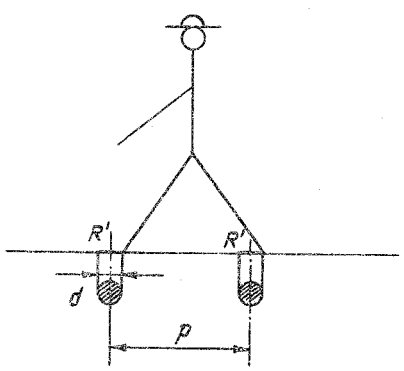


Fig. VII.20. Calculul curentului de pas.

$I_p R_p$. Astfel, tensiunea de pas este căderea de tensiune pe rezistenţa ΔR a unui strat de grosimea $\Delta x = p$. Avem

$$\Delta R = \rho \frac{p}{2\pi x^2}$$

şi deci

$$U_p = \frac{\rho p\, I_p}{2\pi x^2} \ . \qquad \text{(VII.15)}$$

Curentul care trece prin corp de la un picior la altul este dat de U_p şi de cele două rezistenţe R' de trecere a curentului în tălpile omului (fig. VII.2o). Acestea fiind mari, rezistenţa corpului se neglijează, rezultînd un curent prin corp mai mare decît în realitate. R' se calculează, considerînd o placă echivalentă circulară plană, de diametrul d, culcată la pămînt. Rezistenţa va fi evident mai mare decît a unei emisfere cu acelaşi diametru. Se obţine

$$R' = \frac{\rho}{2d} \,. \qquad \text{(VII.16)}$$

Curentul prin corp va fi din (VII.15) şi (VII.16)

$$i \cong \frac{U_p}{2\,R'} = \frac{pd}{2\pi x^2}\, I_p \,. \qquad \text{(VII.17)}$$

Cu $I_p = 1oo$ A, $\rho = 1o^2 \Omega$ m, x = 5 m, d = o,2 m, p = 1 m se obţine

$$U_p = \frac{1o^2 . 1 . 1o^2}{2\pi 5^2} \cong 65 \text{ V},$$

$$R' = \frac{1o^2}{2,o,2} = 25o\,\Omega,$$

$$i = \frac{1.o,2}{2\pi 5^2}\, 1oo \cong o,13 \text{ A}.$$

Un curent prin corp de 1o mA nu este periculos. Se consideră periculos un curent de 4o mA, iar 1oo mA este adesea mortal.

Curentul I_p este foarte mare la sisteme cu nulul pus direct la pămînt, este mai mic la sisteme cu nulul izolat şi este deosebit de mic la locul de avarie în cazul cînd curentul capacitiv este compensat prin bobină de stingere. In ultimul caz, instalaţia de punere la pămînt în staţii se ieftineşte, rezistenţa de punere la pămînt putînd fi mai mare.

G. INTRERUPERI NESIMETRICE

Fie o reţea complexă (fig. VII.21)din care face parte linia A-B. Să presupunem că în C se întrerupe linia,prin ruperea unuia sau a două conductoare (fig. VII.22). Chiar la o în-

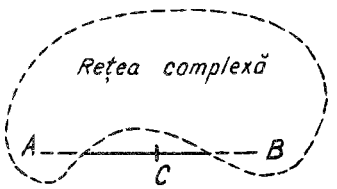


Fig.VII.21
Întrerupere în C.

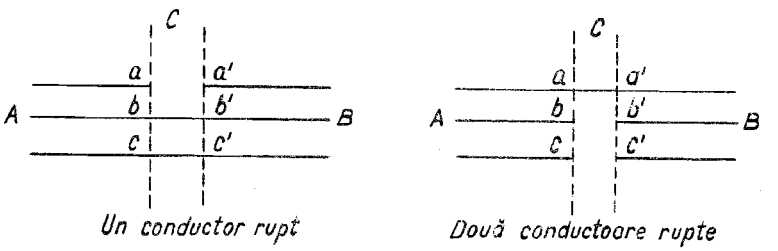


Fig.VII.22.Felul întreruperilor nesimetrice.

trerupere completă (trifazată),între a-a',b-b'şi c-c' există legături interioare, prin reţeaua complexă. Situaţia se poate reprezenta schematic prin figura VII.23. Intre cele trei perechi de borne reţeaua se prezintă prin cele trei secvenţe simetrice,care sînt reprezentate pentru faza a în figura VII.24. Reţeaua (1) este activă, reţelele (2) şi (o) sînt pasive. Cele două borne apar prin secţionare longitudinală în C. Să notăm cu $\bar{U}_a$, $\bar{U}_b$, $\bar{U}_c$ tensiunile între a-a', b-b', c-c' şi cu $\bar{I}_a$, $\bar{I}_b$, $\bar{I}_c$ curenţii pe legăturile a-a', b-b',c-c' (fig. VII.23).

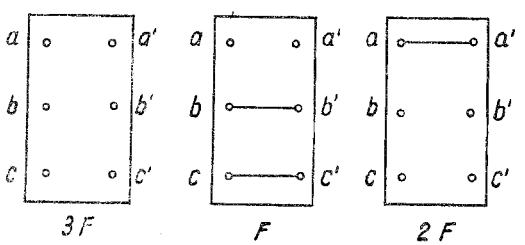


Fig.VII.23. Reprezentarea întreruperilor.

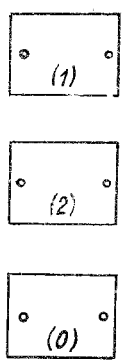


Fig.VII.24. Reţelele de secvenţă(faza a).

La o întrerupere totală $\bar{I}_a = \bar{I}_b = \bar{I}_c = o$, deci $\bar{I}_1 = o$. Acesteia îi corespunde schema (1) din figura VII.24, cu bornele în gol.

La o întrerupere F (fig. VII.23) avem

$$\bar{I}_a=0, \quad \bar{U}_b=0, \quad \bar{U}_2=0.$$

Situaţia este analogă cu un scurtcircuit 2 FN (relaţia VII.8). Rezultă deci schemele de conexiune din figura VII.25 pentru reţelele de secvenţă.

La o întrerupere 2F (fig. VII.23) avem

$$\bar{U}_a=0, \quad \bar{I}_b=0, \quad \bar{I}_c=0.$$

Situaţia este analogă cu un scurtcircuit FN (relaţia VII.7). Rezultă deci schemele de conexiune din figura VII.26 pentru reţelele de secvenţă.

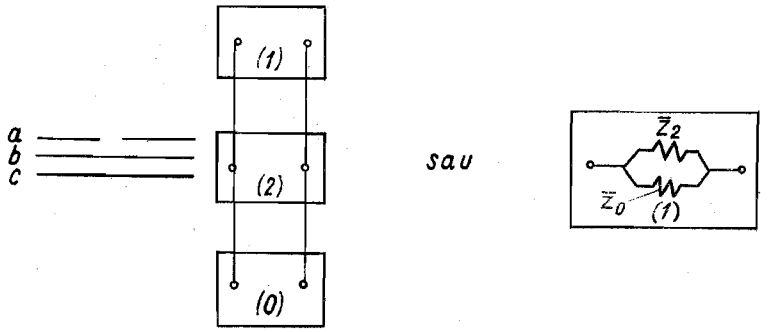


Fig. VII.25. Schema de conexiune (faza a) la ruperea unui conductor.

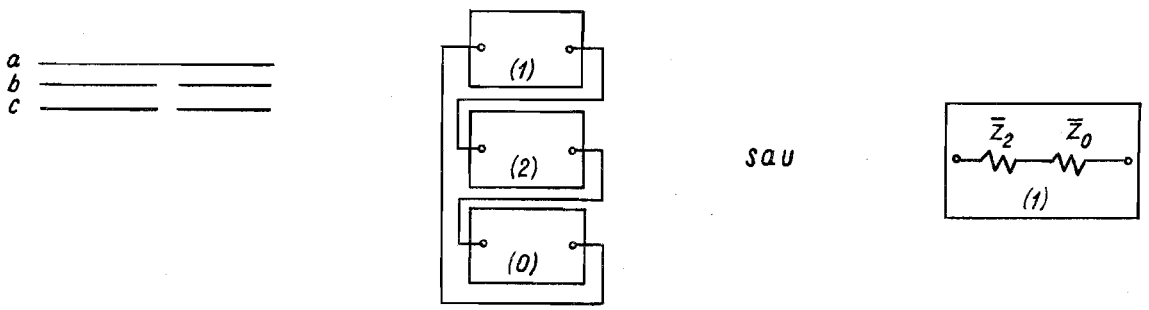


Fig. VII.26. Schema de conexiune (faza a) la întreruperea a două conductoare.

H. EFECTELE CURENŢILOR DE SCURTCIRCUIT

Părţile conductoare ale aparatelor electrice din instalaţiile de distribuţie (întrerupătoare, separatoare, fuzibile, aparate de joasă tensiune) sînt supuse forţelor electrodinamice şi încălzirii de către curenţii adesea foarte mari care le parcurg. O problemă dificilă în construcţia acestor aparate

este realizarea contactelor, care în stare închisă trebuie să asigure o cale de curent perfectă, în stare deschisă să realizeze o izolare corespunzătoare a circuitelor componente şi să fie în stare să corespundă la întreruperea arcului electric.

1. Forţe electrodinamice. Forţele electrodinamice se calculează din relaţia

$$F = \frac{i^2}{2} \frac{dL}{dx} , \qquad (VII.18)$$

sau prin însumarea forţelor elementare care acţionează pe elementele conductorului.

a. Metode de calcul. Pentru a obţine relaţia (VII.18) se consideră un contur conductor deformabil (fig. VII.27) cu tensiunea u la borne şi parcurs de curentul i.

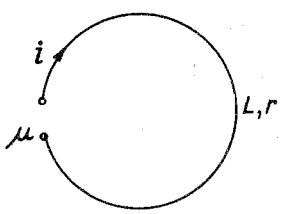


Fig.VII.27.Contur deformabil.

Avem

$$u = ri + \frac{d}{dt}(Li). \qquad (VII.19)$$

Inmulţind cu idt se obţine

$$uidt = ri^2 dt + id(Li) = ri^2 dt + i^2 dL + Lidi. \qquad (VII.20)$$

Dacă conturul ar fi rigid (dL=0), am avea

$$uidt = ri^2 dt + d\left(\frac{Li^2}{2}\right) . \qquad (VII.21)$$

Aici uidt reprezintă energia totală, ri^2dt partea transformată în căldură, iar $d(\frac{Li^2}{2})$ energia care se înmagazinează în cîmpul magnetic. Prin urmare

$$Wm = \frac{Li^2}{2} ,$$

iar prin diferenţiere, dacă conturul este deformabil

$$dWm = Lidi + \frac{i^2}{2} dL. \qquad (VII.22)$$

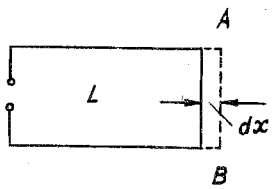


Fig. VII.28. Deformarea unei părţi a conturului.

Prin urmare (VII.20) se poate scrie

$$uidt = ri^2dt + dWm + dA \qquad (VII.23)$$

cu

$$dA = \frac{i^2}{2} dL = d_L \left(\frac{Li^2}{2}\right) , \qquad (VII.24)$$

exprimînd energia eliberată sub formă de lucru mecanic.

Ştiind că dA = F dx (fig.VII.28), din (VII.24) se obţine direct expresia (VII.18) a forţei care acţionează pe o latură AB a conturului care se deplasează cu dx. De fapt forţa există şi fără ca să apară neapărat o deformare; L este funcţie de x, deci calculul forţei după (VII.18) este posibil, nefiind necesar să se considere dx ca fiind o deplasare reală.

α. F o r ţ a a s u p r a t r a v e r s e i u n u i î n t r e r u p ă t o r c u u l e i m u l t (m e t o d a 1). Aplicaţii la acest mod de calcul apar de exemplu la determinarea forţei care acţionează asupra traversei AB (fig. VII.29) a unui întrerupător cu ulei mult sau asupra cuţitului unui separator (fig.VII.30) la trecerea curentului de scurtcircuit.

In cazul figurii VII.29:

Curentul i din bara verticală din stînga, presupusă infinită produce în C inducţia

$$B' = \frac{i}{2\pi r} \mu_o ,$$

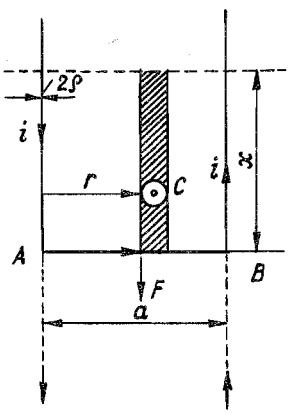


Fig.VII.29. Calculul forţei care acţionează pe traversa unui întrerupător.

iar curentul din bara verticală din dreapta

$$B'' = \frac{i}{2\pi (a-r)} \mu_o .$$

Cu inducţia rezultantă

$$B = B' + B''$$

se calculează fluxul prin suprafaţa a.x

$$\Phi = \int_{\rho}^{a-\rho} Bx\,dx = \frac{i\mu_o x}{2\pi} \int_{\rho}^{a-\rho} \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{a-r}\right) dr = \frac{i\mu_o x}{2\pi} \left| \ln \frac{r}{a-r} \right|_{\rho}^{a-\rho} \cong$$

$$\cong \frac{i\mu_o x}{\pi} \ln \frac{a}{\rho} . \quad (\rho \ll a).$$

Prin urmare

$$L = \frac{\Phi}{i} = \frac{\mu_o x}{\pi} \ln \frac{a}{\rho} .$$

Rezultă pentru forţă

$$F = \frac{i^2}{2} \frac{dL}{dx} = \frac{i^2 \mu_o}{2\pi} \ln \frac{a}{\rho} . \qquad (VII.25)$$

Fie, de exemplu, $i = 10^5$ A, $a = 0{,}3$ m, $\rho = 0{,}01$ m. Cu aceste valori

$$F = \frac{10^{10} \cdot 4\pi \cdot 10^{-7}}{2\pi} \cdot 2{,}3 \lg \frac{0{,}3}{0{,}01} = 6\,800 \text{ N} \cong 680 \text{ kgf}.$$

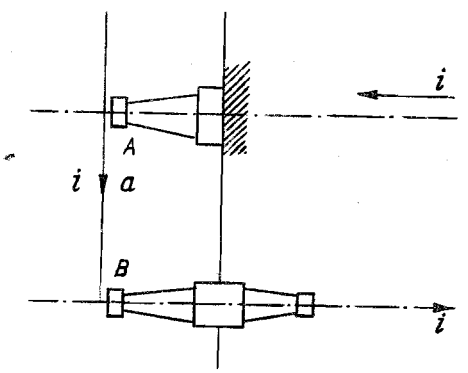


Fig. VII.30. Calculul forţei de deschidere a unui separator.

In cazul separatorului din figura VII.30, dacă numai un izolator este de trecere, forţa scade la jumătate pentru că numai curentul din conductorul perpendicular pe cuţit produce cîmp magnetic în dreptul cuţitului.

β. Forţe electrodinamice la bare paralele. Adesea calculele se efectuează direct, însumînd forţele

$$d\bar{F} = i \left[d\bar{\ell} \times \bar{B} \right] .$$

La bare paralele (fig. VII.31) avem în dreptul barei parcurse de i_2

$$B_{12} = \frac{\mu_o i_1}{2\pi a} .$$

Prin urmare

$$F_{12} = i_2 \ell B_{12} = \frac{\mu_o i_1 i_2}{2\pi a} \ell , \qquad (VII.26)$$

iar dacă $i_1 = i_2$

$$F_{12} = \frac{\mu_o i^2}{2\pi a} \ell , \qquad (VII.27)$$

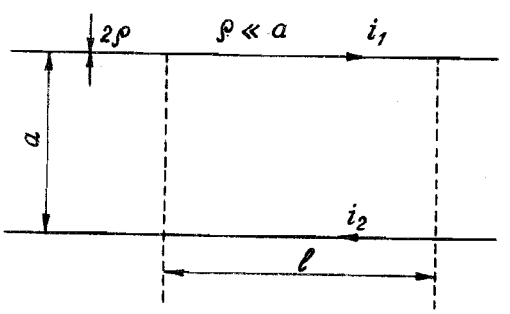


Fig. VII.31. Bare paralele.

sau pe unitate de lungime

$$p = \frac{\mu_0 i^2}{2\pi a} . \qquad \text{(VII.28)}$$

Dacă nu este satisfăcută relaţia $\rho \ll a$, atunci forţa rezultă mai mică.

γ. F o r ţ a a s u p r a t r a v e r s e i u n u i î n t r e r u p ă t o r c u u l e i m u l t (m e t o d a 2). In cazul traversei din figura VII.29, prelungind barele dincolo de traversă, se obţine în dreptul traversei

$$B = \frac{\mu_0 i}{2\pi r} + \frac{\mu_0 i}{2\pi (a-r)} .$$

Cum de fapt aceste prelungiri nu există, inducţia trebuie înjumătăţită

$$B' = \frac{B}{2} = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{a-r}\right) .$$

Rezultă forţa care acţionează asupra elementului de lungime dr al traversei

$$dF = i\, dr\, B' ,$$

iar prin integrare

$$F = \frac{\mu_0 i^2}{4\pi} \int_{\rho}^{a-\rho} \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{a-r}\right) dr = \frac{i^2 \mu_0}{2\pi} \ln \frac{a}{\rho} ,$$

expresie identică cu (VII.25).

δ. F o r ţ e r a d i a l e l a t r a n s f o r m a t o a r e. Asupra înfăşurărilor de transformatoare acţionează la scurtcircuite puternice forţe axiale şi radiale. Indicăm mai jos felul cum se calculează forţele radiale. Ele sînt produse de fluxul de dispersie, care se formează axial între înfăşurări.

Avem

$$H L = i N,$$

deci

$$H = \frac{i N}{L} = A,$$

membrul drept reprezentînd amperspirele pe unitate de lungime de coloană. Pe o lungime dx, parcursă de curentul Adx, va acţiona forţa

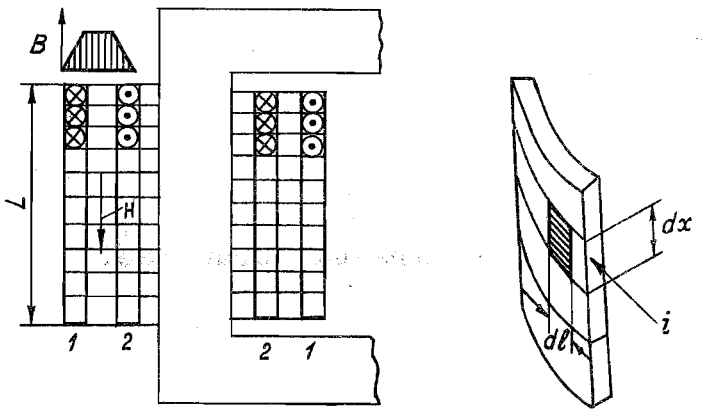


Fig. VII.32. Calculul forţei radiale la transformator.

$$dF = id\ell\, B_{med} = A\, dx \cdot d\ell\, B_{med},$$

deci pe unitatea de suprafaţă va acţiona presiunea radială

$$p = \frac{dF}{dx\, d\ell} = A\, B_{med}.$$

În figura VII.32 se vede că B are o variaţie liniară în dreptul înfăşurării. Valoarea sa medie va fi

$$B_{med} = \frac{1}{2} B_{max} = \frac{\mu_o H}{2} = \frac{\mu_o A}{2}.$$

Prin urmare

$$p = \frac{\mu_o A^2}{2}. \qquad (VII.29)$$

Astfel dacă densitatea de curent pe secţiunea brută a înfăşurării este de 2,5 A/mm^2, iar lăţimea înfăşurării de 30 mm, rezultă densitatea liniară de curent

$$A = 2{,}5 \cdot 30 = 75\ [A/mm] \longrightarrow 75000\ [A/m].$$

În regim de scurtcircuit (cu $U^*_{sc_n} = 0{,}05$), curentul poate fi de 20 de ori mai mare. Valoarea de amplitudine va fi: $75\,000 \cdot 20 \cdot \sqrt{2}$. Prin urmare

$$p = \frac{\mu_o A^2}{2} = \frac{4\pi 10^{-7} (75000 \cdot 20 \cdot \sqrt{2})^2}{2} = 2{,}8 \cdot 10^6\ N/m^2 \longrightarrow 28{,}5\ kgf/cm^2.$$

b. Calculul barelor paralele parcurse de curent alternativ.

α. F o r ţ a l a b a r e m o n o f a z a t e. La bare monofazate relaţia (VII.28) ne dă

$$p = \frac{\mu_o i^2_{max}}{2\pi a} \sin^2 \omega t = p_o(1-\cos 2\omega t), \qquad \text{(VII.30)}$$

(vezi fig.VII.33)

unde

$$p_o = \frac{\mu_o i^2_{max}}{4\pi a} = \frac{p_{max}}{2} . \qquad \text{(VII.31)}$$

În cazul unui scurt-circuit (punctul B, relaţia VII.5):

$$i = \sqrt{2}\, I''(e^{-\frac{t}{Ta}} - \cos\omega t) ,$$

deci

$$i^2 = 2\, I''^2(e^{-\frac{2t}{Ta}} - 2\, e^{-\frac{t}{Ta}} \cos\omega t + \cos^2\omega t) = 2\, I''^2(\frac{1}{2} + e^{-\frac{2t}{Ta}} - 2\, e^{-\frac{t}{Ta}} \cos\omega t + \frac{\cos 2\omega t}{2}) .$$

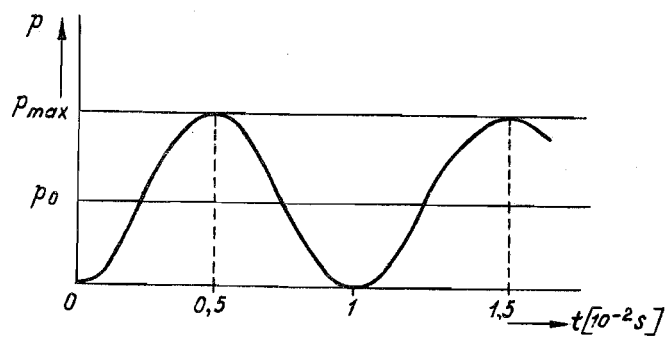


Fig. VII.33. Variaţia lui p la bare monofazate.

Prin urmare, forţa are o componentă constantă, una aperiodică cu constanta de timp $\frac{Ta}{2}$, una periodică cu frecvenţa de bază şi care se amortizează cu constanta de timp Ta, deci împreună cu curentul aperiodic şi o componentă neamortizată de frecvenţă dublă. Cum pentru producerea unor oscilaţii mari ale barelor, în particular la rezonanţă, se cere o acţiune de durată nu prea scurtă a forţei, rezultă că de prim interes este frecvenţa 2f(=100 Hz).

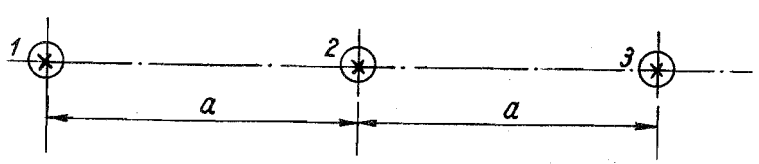


Fig. VII.34. Bare aşezate în plan.

β. F o r ţ a l a b a r e t r i f a z a t e. La bare trifazate aşezate în plan (fig. VII.34) se calculează forţele care acţionează pe un conductor extrem sau pe conductorul de la mijloc. Avem

$$i_1 = i_{max} \sin\omega t,$$
$$i_2 = i_{max} \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}),$$

$$i_3 = i_{max} \sin (\omega t - \frac{4\pi}{3}).$$

Pe conductorul 1 acţionează

$$p_1 = p_{12} + p_{13} = \frac{\mu_0 i_1 i_2}{2\pi a} + \frac{\mu_0 i_1 i_3}{4\pi a} = p_{max} \sin \omega t . \left[\sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{2} \sin (\omega t - \frac{4\pi}{3}) \right] = f(t).$$

Anulînd derivata, se găseşte momentul cînd p_1 este maxim. In acel moment rezultă valoarea acestui maxim

$$p_{1_{max}} = 0,81 \; p_{max} . \qquad \text{(VII.32)}$$

Pe conductorul 2 acţionează

$$p_2 = p_{23} - p_{12} = \frac{\mu_0 \, i_2 \, i_3}{2\pi a} - \frac{\mu_0 \, i_1 \, i_2}{2\pi a} =$$

$$= p_{max} \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) . \left[\sin (\omega t - \frac{4\pi}{3}) - \sin \omega t \right] .$$

Cum

$$\sin (\omega t - \frac{2\pi}{3}) = - \cos (\omega t - \frac{\pi}{6}) ,$$

$$\sin(\omega t - \frac{4\pi}{3}) - \sin \omega t = - \sqrt{3} \sin (\omega t - \frac{\pi}{6}) ,$$

rezultă

$$p_2 = \frac{\sqrt{3}}{2} p_{max} \sin (2\omega t - \frac{\pi}{3}) . \qquad \text{(VII.33)}$$

Aşadar forţa pulsează cu frecvenţa 2f, fără componentă continuă (cum este şi firesc din motive de simetrie), avînd amplitudinea (pe unitatea de lungime)

$$p_{2max} = \frac{\sqrt{3}}{2} p_{max} = 0,87 \; p_{max} > p_{1max} . \qquad \text{(VII.34)}$$

Expresia dezvoltată a lui p_{2max} este

$$p_{2max} = \frac{\sqrt{3}}{2} . \frac{\mu_0 \, i^2_{max}}{2\pi a} . \qquad \text{(VII.35)}$$

γ. F o r ţ a m a x i m ă l a s c u r t c i r c u i t. Pentru a ţine seama şi de componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit, în (VII.35) se înlocuieşte $i_{şoc}$ în loc de i_{max}.

Într-adevăr, notînd cu i_{a1}, i_{a2}, i_{a3} valorile iniţiale ale curenţilor aperiodici la cele trei faze şi cu $\alpha (= e^{-\frac{t}{T_a}})$ un coeficient care indică amortizarea acestora, avem

$$i_1 = i_{max} \sin(\omega t - \psi) + \alpha i_{a1},$$
$$i_2 = i_{max} \sin(\omega t - \psi - \frac{2\pi}{3}) + \alpha i_{a2},$$
$$i_3 = i_{max} \sin(\omega t - \psi - \frac{4\pi}{3}) + \alpha i_{a3}.$$

La $t = 0$, trebuie ca $i_1 = i_2 = i_3 = 0$ şi $\alpha = 1$. Rezultă

$$i_{a1} = i_{max} \sin\psi,$$
$$i_{a2} = i_{max} \sin(\psi + \frac{2\pi}{3}),$$
$$i_{a3} = i_{max} \sin(\psi + \frac{4\pi}{3}),$$

şi prin urmare

$$i_1 = i_{max} \left[\sin(\omega t - \psi) + \alpha \sin\psi\right],$$
$$i_2 = i_{max} \left[\sin(\omega t - \psi - \frac{2\pi}{3}) + \alpha \sin(\psi + \frac{2\pi}{3})\right],$$
$$i_3 = i_{max} \left[\sin(\omega t - \psi - \frac{4\pi}{3}) + \alpha \sin(\psi + \frac{4\pi}{3})\right].$$

Ne interesează momentul, cînd

$$p_2 = \frac{\mu_0}{2\pi a} i_2 (i_3 - i_1)$$

devine maxim. Înlocuind expresia curenţilor se obţine

$$p_2 = \frac{\mu_0 i_{max}^2}{2\pi a} \left[\sin(\omega t - \psi - \frac{2\pi}{3}) + \alpha \sin(\psi + \frac{2\pi}{3})\right] \cdot \left[\sin(\omega t - \psi - \frac{4\pi}{3}) - \sin(\omega t - \psi) + \alpha \left\{\sin(\psi + \frac{4\pi}{3}) - \sin\psi\right\}\right] = \frac{\mu_0 i_{max}^2}{2\pi a} \left[\cos(\omega t - \psi - \frac{\pi}{6}) + \alpha \cos(\psi - \frac{\pi}{6})\right] \cdot \sqrt{3} \left[\sin(\omega t - \psi - \frac{\pi}{6}) + \alpha \sin(\psi - \frac{\pi}{6})\right] = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{\mu_0 i_{max}^2}{2\pi a} \left[\sin(2\omega t - 2\psi - \frac{\pi}{3}) + 2\alpha \sin(\omega t - \frac{\pi}{3}) + \alpha^2 \sin(2\psi - \frac{\pi}{3})\right].$$

Expresia din paranteză devine evident maximă, dacă $\psi = \frac{5\pi}{12}$ ($=75^0$), $\omega t = \frac{5\pi}{6} (= 150^0)$, cînd sinusurile au valoarea 1. Atunci p_2 are valoarea maximă

$$p_{2max} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\mu_0 i^2_{max}}{2\pi a} (1 + \alpha)^2 = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\mu_0 i^2_{soc}}{2\pi a} \qquad (VII.36)$$

$(1 + \alpha)$ fiind egal cu coeficientul de şoc.

Prin urmare prezenţa curentului aperiodic nu complică calculul forţei electrodinamice.

f. D e t e r m i n a r e a f o r ţ e i m a x i m e a d m i s i b i l e. Barele colectoare nu sînt fixate rigid de izolatorul de susţinere. Totuşi, din motive de simetrie, în dreptul izolatorului nu se produce o înclinare a axei barei. De aceea, cînd examinăm o singură deschidere, bara trebuie presupusă încastrată la izolatoarele de susţinere (fig.VII.35). Fie M_{io} momentul de încastrare. Rezultă

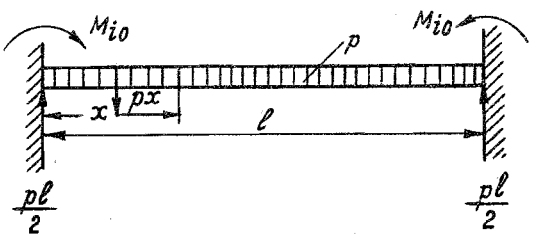


Fig. VII.35. Calculul momentului maxim.

$$M_i = M_{io} + \frac{p\ell}{2}x - \frac{px^2}{2}, \qquad (VII.37)$$

iar la

$$x = \frac{\ell}{2}$$

$$M_{i\ \ell/2} = M_{io} + \frac{p\ell^2}{8}. \qquad (VII.38)$$

Se cunoaşte expresia curburii

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_i}{EJ}.$$

Prin urmare variaţia infinitezimală a unghiului de înclinare este (fig.VII.36)

$$d\alpha = \frac{ds}{\rho} \cong \frac{M_i}{EJ} dx. \qquad (VII.39)$$

Atît la locul de încastrare, cît şi la mijlocul grinzii

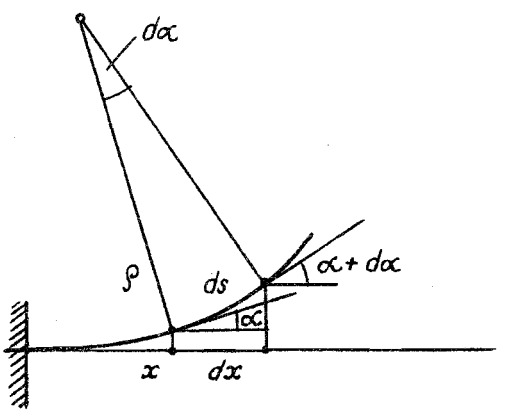


Fig. VII.36.

$\alpha = o$, deci

$$\int_{x=o}^{x=\frac{\ell}{2}} d\alpha = o \qquad (VII.4o)$$

Înlocuind în (VII.4o) relaţia (VII.39) şi apoi (VII.37) şi efectuînd calculele, se obţine

$$M_{io} = - \frac{p\ell^2}{12} \qquad (VII.41)$$

şi prin urmare din (VII.38)

$$M_i \ \ell/2 = \frac{p\ell^2}{24} . \qquad (VII.42)$$

Comparînd (VII.42) cu (VII.41) se constată că momentul maxim apare în dreptul izolatoarelor

$$M_{imax} = \frac{p\ell^2}{12} . \qquad (VII.43)$$

Cum

$$M_{imax_{adm}} = W . \sigma_{adm} , \qquad (VII.44)$$

cu

$$W = \frac{bh^2}{6} \qquad (VII.45)$$

în cazul barelor dreptunghiulare, din (VII43) se poate calcula forţa maximă admisibilă pe unitate de lungime

$$p_{adm} = \frac{2bh^2}{\ell^2} . \ \sigma_{adm} \qquad (VII.46)$$

De asemenea relaţiile (VII.36), (VII.43), (VII.44) şi (VII.45) permit să se calculeze solicitarea maximă σ, care apoi se compară cu cea admisibilă σ_{adm}.

După concepţii noi σ_{adm} poate fi ales aproape de rezistenţa la curgere σ_c, deoarece chiar şi atunci coeficientul de siguranţă faţă de ruperea barelor nu este mai mic decît 2. Într-adevăr, să presupunem că p creşte din ce în ce mai mult. Bara se deformează, momentele cresc. Totuşi σ nu poate depăşi valoarea σ_c, iar în dreptul izolatoarelor şi la mijlocul deschiderii se va stabili pe întreaga secţiune a barei efortul

specific σ_c. Prin urmare momentul va fi

$$M_i = \text{braţul.forţa} = \frac{h}{2} \cdot \frac{bh}{2} \sigma_c = \frac{bh^2}{4} \cdot \sigma_c, \qquad \text{(VII.47)}$$

şi prin urmare

$$W = \frac{bh^2}{4} . \qquad \text{(VII.48)}$$

In cazul repartizării liniare a eforturilor

$$M_i = \text{braţul.forţa} = \frac{2h}{3} \cdot \frac{bh}{4} \cdot \sigma_c = \frac{bh^2}{6} \cdot \sigma_c ,$$

de unde rezultă expresia (VII.45) pentru modulul de rezistenţă W.

Înlocuind (VII.47) în (VII.38) atît pentru M_i $\ell/2$ cît şi pentru M_{io}, dar cu semne diferite, se obţine

$$\frac{bh^2}{4} \cdot \sigma_c = - \frac{bh^2}{4} \cdot \sigma_c + \frac{p\ell^2}{8} ,$$

de unde

$$p_{\ell im} = \frac{4bh^2}{\ell^2} \cdot \sigma_c . \qquad \text{(VII.49)}$$

Se constată comparînd (VII.49) cu (VII.46) şi considerînd $\sigma_{adm} = \sigma_c$, că $\frac{p_{\ell im}}{p_{adm}} = 2$.

ε. V e r i f i c a r e a l a r e z o n a n ţ ă. Frecvenţa proprie, adică frecvenţa oscilaţiilor libere a unei bare încastrate la ambele capete este

$$n = \frac{2\pi}{\ell^2} (k + \frac{1}{4})^2 \sqrt{\frac{EJ}{\gamma bh}} \qquad \text{(VII.5o)}$$

(k = o,1,2 ..., γ = masa specifică).
Nu s-au considerat decît frecvenţele la care numărul de bucle în sensul forţei nu este egal cu cel în sens contrar. Numai în aceste cazuri forţa exterioară aplicată poate produce vibrarea barei.

Frecvenţa proprie nu trebuie să fie de 5o sau 1oo Hz, cît este frecvenţa forţei aplicate, din cauza rezonanţei. În special frecvenţa proprie de 1oo Hz este periculoasă, putînd produce săgeţi şi deci şi solicitări de 8 ori mai mari decît la

aplicarea statică a valorii de amplitudine a forţei. Frecvenţa de 5o Hz fiind de scurtă durată (ea dispare împreună cu curentul aperiodic) produce solicitări numai de 2 ori mai mari decît cea statică şi numai timp scurt, prin urmare este mai puţin periculoasă.

2. Solicitări termice. Conductoarele parcurse de curent, în regim normal şi de avarie, se încălzesc. La depăşirea unei temperaturi limită, ele pierd din calităţile lor iniţiale, mecanice sau electrice.

a. Curba de încălzire. Încălzirea unui conductor omogen parcurs de curent corespunde ecuaţiei diferenţiale

$$P = \lambda S \tau + cM \frac{d\tau}{dt} , \qquad (VII.51)$$

în care

P este puterea de încălzire prin efect Joule-Lenz,

τ - supratemperatura faţă de mediul ambiant, considerată constantă în interiorul conductorului,

S - suprafaţa de răcire,

M - masa conductorului,

λ - coeficientul de transmitere a căldurii prin S,

c - căldura specifică.

Primul termen din membrul drept reprezintă căldura transmisă în unitatea de timp mediului ambiant, cel de-al doilea termen căldura înmagazinată.

Din (VII.51)

$$dt = \frac{cMd\tau}{P - \lambda S\tau} = \frac{cM}{\lambda S} \cdot \frac{d\tau}{\frac{P}{\lambda S} - \tau} = T \frac{d\tau}{\tau_f - \tau} , \qquad (VII.52)$$

unde

$$T = \frac{cM}{\lambda S} \qquad (VII.53)$$

este constanta de timp termică, iar

$$\tau_f = \frac{P}{\lambda S} \qquad (VII.54)$$

supratemperatura finală. Se remarcă faptul că la $\tau = \tau_f$ rezultă $\frac{d\tau}{dt} = 0$.

Integrînd (VII.52) se obţine

$$t = -T \ln (\tau_f - \tau) + C,$$

sau, punînd $\tau = \tau_i$ (supratemperatura iniţială) pentru t=0

$$t = -T \ln \frac{\tau_f - \tau}{\tau_f - \tau_i},$$

de unde

$$\tau = \tau_f (1 - e^{-\frac{t}{T}}) + \tau_i e^{-\frac{t}{T}}. \qquad \text{(VII.55)}$$

Dacă $\tau_i < \tau_f$ relaţia (VII.55) reprezintă o încălzire, dacă $\tau_i > \tau_f$ (VII.55) reprezintă o răcire (fig. VII.37). Dacă încălzirea se face de la $\tau_i = 0$, avem

$$\tau = \tau_f (1 - e^{-\frac{t}{T}}) \quad \text{(fig. VII.38)} \qquad \text{(VII.56)}$$

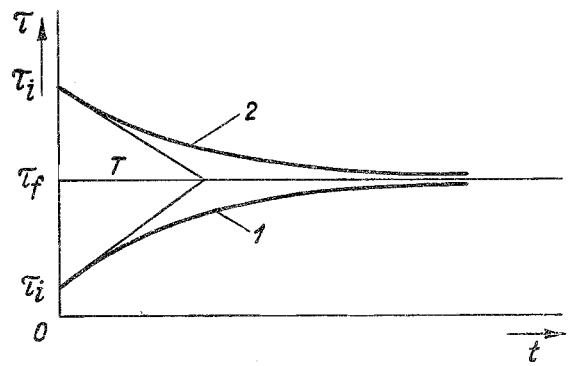


Fig. VII.37. Curbă de încălzire (1) şi de răcire (2).

Dacă răcirea se face pînă la $\tau_f = 0$, se obţine

$$\tau = \tau_i e^{-\frac{t}{T}} \quad \text{(fig. VII.39)} \qquad \text{(VII.57)}$$

In cazul încălzirii (fig. VII.38) la început toată căldura se înmagazinează (căci $\tau \cong \tau_i = 0$). Prin urmare tangenta în origine la curba de încălzire reprezintă o încălzire fără cedare de căldură la mediul exterior. Se poate arăta că subtangenta în raport cu asimptota $\tau = \tau_f$ este egală cu T. Prin urmare τ_f se atinge (fig. VII.38), dacă conductorul este perfect izolat, într-un timp egal cu T.

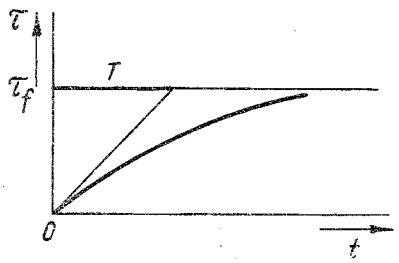
Din (VII.55)

$$\Delta\tau^* = \frac{\tau_f - \tau}{\tau_f - \tau_i} = e^{-\frac{t}{T}}, \qquad \text{(VII.58)}$$

Această diferenţă relativă faţă de supratemperatura finală scade rapid la un multiplu al constantei de timp

$\frac{t}{T}$	0	1	2	3	4	5
$\Delta\tau^*$	1	0,37	0,14	0,05	0,018	0,007

Se constată că după un timp egal cu 3T, τ_f este atins cu o aproximaţie de 5%, după 4T cu mai puţin de 2%, după 5T cu mai puţin de 1%.



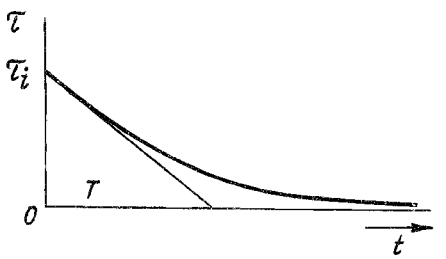


Fig. VII.38. Curbă de încălzire. Fig.VII.39.Curbă de răcire.

α. C a p a c i t a t e a d e s u p r a î n c ă r c a r e. Într-un regim de încălzire de scurtă durată cu puterea P, supratemperatura atinsă (la $\tau_i = 0$) este (relaţia VII.56)

$$\tau = \tau_f\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right),$$

unde (relaţia VII.54)

$$\tau_f = \frac{P}{\lambda S}.$$

Aceeaşi supratemperatură τ s-ar atinge într-un regim de încălzire de lungă durată la o putere P_∞, astfel că (relaţia VII.54)

$$\tau = \frac{P_\infty}{\lambda S}. \qquad \text{(VII.59)}$$

Din ultimele trei relaţii rezultă coeficientul de supraîncărcare

$$a = \frac{P}{P_\infty} = \frac{1}{1 - e^{-\frac{t}{T}}}. \qquad \text{(VII.60)}$$

Dacă de exemplu durata încălzirii este egală cu o constantă de timp, se obţine

$$a = \frac{1}{1 - 0,37} = 1,6 \text{ .}$$

Dacă încălzirea se produce prin efect Joule-Lenz, curentul poate fi de $\sqrt{1,6} = 1,28$ ori mai mare decît la o încălzire de durată.

Dacă $t \ll T$ relaţia (VII.60) ne dă

$$a = \frac{1}{1 - (1 - \frac{t}{T} + \ldots)} = \frac{T}{t} . \qquad \text{(VII.61)}$$

Prin urmare în acest caz capacitatea de supraîncărcare este egală cu inversul duratei relative de încălzire.

Într-un regim de încălzire intermitentă (fig. VII.4o), cu durata încălzirii t_i, a răcirii t_r, astfel încît $t_i + t_r \ll T$, se poate scrie

$$\tau_{max} \cong \tau_{min}$$

şi deci căldura se evacuează uniform. In intervalul $t_i + t_r$ această căldură este egală cu $P_\infty (t_i + t_r)$ produsă la o încălzire uniformă în regim de lungă durată, respectiv Pt_i produsă la încălzire intermitentă în intervalul t_i. Prin urmare

$$P_\infty (t_i + t_r) = Pt_i ,$$

de unde

$$a = \frac{P}{P_\infty} = \frac{t_i + t_r}{t_i} . \qquad \text{(VII.62)}$$

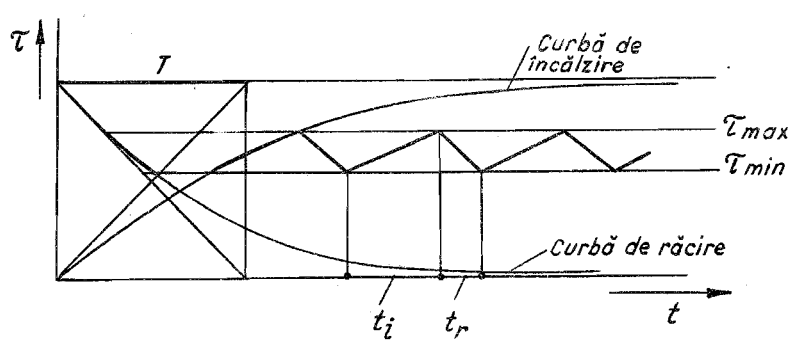


Fig. VII.4o. Variaţia temperaturii la încălzire intermitentă.

Aşadar capacitatea de supraîncărcare este egală (dacă $t_i + t_r \ll T$) cu valoarea reciprocă a duratei relative de încălzire $\frac{t_i}{t_i + t_r}$. Ea este independentă de T.

β. Încălzirea în cazul cînd rezistenţa depinde de temperatură. La integrarea ecuaţiei diferenţiale (VII.51) am presupus că P = const. In realitate, la încălzire prin efect Joule-Lenz la curent dat

$$P = r I^2 = r_o (1 + \alpha \tau) I^2, \qquad \text{(VII.63)}$$

iar la tensiune dată

$$P = \frac{U^2}{r} = \frac{U^2}{r_o (1+\alpha \tau)} . \qquad \text{(VII.64)}$$

In primul caz, ecuaţia (VII.51) devine

$$I^2 r_o (1 + \alpha \tau) = \lambda S \tau + cM \frac{d\tau}{dt}$$

sau

$$I^2 r_o = (\lambda S - \alpha I^2 r_o) \tau + cM \frac{d\tau}{dt} . \qquad \text{(VII.65)}$$

Comparînd (VII.65) cu (VII.51) şi observînd (VII.53) şi (VII.54) se obţine

$$\tau_f = \frac{I^2 r_o}{\lambda S - \alpha I^2 r_o} = \frac{I^2 r_o}{\lambda S} \cdot \frac{1}{1 - \alpha \frac{I^2 r_o}{\lambda S}} =$$

$$= \frac{\tau_{fo}}{1 - \alpha \tau_{fo}} \qquad \text{(VII.66)}$$

cu

$$\tau_{fo} = \frac{I^2 r_o}{\lambda S} , \qquad \text{(VII.67)}$$

şi de asemenea

$$T = \frac{cM}{\lambda S - \alpha I^2 r_o} = \frac{cM}{\lambda S} \cdot \frac{1}{1 - \alpha \frac{I^2 r_o}{\lambda S}} = \frac{T_o}{1 - \alpha \tau_{fo}} , \qquad \text{(VII.68)}$$

cu

$$T_o = \frac{cM}{\lambda S} \,. \qquad \text{(VII.69)}$$

Prin urmare, τ_{fo} şi T_o sînt valori idealizate, corespunzătoare rezistenţei constante. Valorile reale τ_f şi T se obţin din acestea, aplicînd corecţia

$$k = \frac{1}{1 - \alpha\, \tau_{fo}} \,. \qquad \text{(VII.70)}$$

Dacă curentul este mare, $1 - \alpha\, \tau_{fo}$ poate deveni zero sau chiar negativ. În primul caz, T şi τ_f devin infiniţi, iar (VII.65) ne dă o creştere liniară a temperaturii. Dacă $1 - \alpha\, \tau_{fo} < 0$ rezultă $\tau_f < o$ şi $T < o$, iar temperatura creşte din ce în ce mai rapid, pînă la topirea conductorului.

Exemplu. Fie temperatura ambiantă $\theta_o = 15^oC$, conductor de cupru $\alpha = \frac{1}{250}\ ^oC^{-1}$ (la 235^oC, r se anulează conform relaţiei $r = r_o\left[1 + \alpha(\theta - \theta_o)\right] = r_o\left[1 + \frac{\theta - 15}{250}\right]$), iar $\tau_{fo} = 125^oC$ ($\theta_{fo} = 140^oC$). Din (VII.70) rezultă k = 2, adică constanta de timp şi supratemperatura finală se dublează ($\tau_f = 250^oC$, $\theta_f = 265^oC$).

În cazul alimentării circuitului cu rezistenţă variabilă de la tensiune constantă (relaţia VII.64), ecuaţia (VII.51) nu poate fi integrată în mod simplu. De aceea considerăm numai regimul staţionar ($\frac{d\tau}{dt} = o$)

$$P = U\, I = \lambda S\ \tau_f \,. \qquad \text{(VII.71)}$$

Totodată

$$\frac{U}{I} = r = r_o(1 + \alpha\, \tau_f) \,. \qquad \text{(VII.72)}$$

Eliminînd pe τ_f din (VII.72) cu ajutorul relaţiei (VII.71) se obţine

$$\frac{U}{I} = r_o + \frac{r_o \alpha}{\lambda S}\, U\, I \,,$$

sau, împărţind cu $\frac{U}{I}$

$$1 = \frac{r_o I}{U} + \frac{r_o \alpha}{\lambda S}\, I^2 \,. \qquad \text{(VII.73)}$$

Notînd

$$\frac{\lambda S}{r_o \alpha} = I_o^2$$

şi

$$r_o I_o = U_o ,$$

relaţia (VII.73) devine

$$1 = \frac{\frac{I}{I_o}}{\frac{U}{U_o}} + \left(\frac{I}{I_o}\right)^2 ,$$

sau

$$1 = \frac{I^*}{U^*} + I^{*2} , \qquad \text{(VII.74)}$$

unde

$$I^* = \frac{I}{I_o} ,$$

$$U^* = \frac{U}{U_o} .$$

Din (VII.74)

$$U^* = \frac{I^*}{1 - I^{*2}} \qquad \text{(VII.75)}$$

şi

$$r^* = \frac{U^*}{I^*} = \frac{1}{1-I^{*2}} . \qquad \text{(VII.76)}$$

Caracteristica rezistenţei neliniare este reprezentată pe baza relaţiilor (VII.75) şi (VII.76) în figura VII.41.

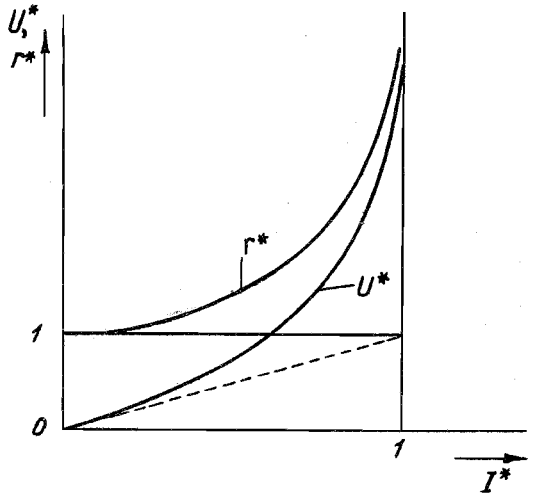


Fig. VII.41. Caracteristicile rezistenţei variabile cu temperatura.

b. Regimul de scurtcircuit. Scurtcircuitele se deconectează în cel mult cîteva secunde. În acest timp scurt, dezvoltarea de căldură este intensă, iar căldura evacuată la suprafaţa corpului încălzit este neglijabilă ($\lambda S \tau = 0$).

α. C a l c u l u l t e m p e r a t u r i i f i n a l e. Temperatura atinsă în regim de scurtcircuit este adesea ridicată. De aceea este necesar să se considere pe lîngă creşterea rezistenţei şi creşterea căldurii specifice cu temperatura. Căldura înmagazinată în timpul dt în unitate de volum este

$$c\,\gamma\,d\theta = \rho\, j^2\, dt, \qquad \text{(VII.77)}$$

unde

$$\rho = \rho_0\,(1 + \alpha\theta),$$

$$c = c_0\,(1 + \beta\theta),$$

γ este masa specifică,

θ - temperatura.

Rezultă

$$dA(\theta) = \frac{c_0\gamma}{\rho_0} \cdot \frac{1 + \beta\theta}{1 + \alpha\theta} d\theta = j^2 dt, \qquad \text{(VII.78)}$$

de unde

$$A(\theta) = \int_0^{\theta} \frac{c_0\gamma}{\rho_0}\left(\frac{1+\beta\theta}{1+\alpha\theta}\right)d\theta = \frac{c_0\gamma}{\rho_0}\left[\frac{\beta}{\alpha}\theta + \frac{\alpha-\beta}{\alpha^2}\ln(1+\alpha\theta)\right] \qquad \text{(VII.79)}$$

şi

$$\int_0^t j^2 dt = \int_{\theta_i}^{\theta_f} dA = A(\theta_f) - A(\theta_i). \qquad \text{(VII.80)}$$

Funcţia $A(\theta)$ este reprezentată în figura VII.42. Temperatura finală θ_f se determină, pornind de la θ_i, astfel se determină $A(\theta_i)$ (această mărime s-ar putea calcula direct din (VII.79)), se calculează (relaţia VII.80)

$$A(\theta_f) = A(\theta_i) + \int_0^t j^2\, dt$$

şi se determină cu ajutorul diagramei θ_f (θ nu se poate explicita din (VII.79)).

Dacă se consideră $\beta \cong 0$ din (VII.79) se obţine

$$A(\theta) = \frac{c_0\gamma}{\rho_0\alpha} \ln\,(1 + \alpha\theta)\,.$$

Prin urmare

$$\int_0^t j^2\,dt = A(\theta_f) - A(\theta_i) = \frac{c_0\gamma}{\rho_0\alpha}\,\ell n\,\frac{1+\alpha\theta_f}{1+\alpha\theta_i}\,,$$

de unde

$$\theta_f = \frac{(1+\alpha\theta_i)e^{\frac{\rho_0\alpha}{c_0}\int_0^t j^2dt} - 1}{\alpha}\,. \qquad \text{(VII.81)}$$

În acest caz θ_f se poate deci calcula direct pe cale analitică. La calculul integralei $\int_0^t j^2dt$ se consideră cele două componente ale curentului de scurtcircuit

$$\int_0^t j^2\,dt = \int_0^t (j_p+j_a)^2dt = \int_0^t j_p^2dt + \int_0^t j_a^2\,dt =$$

$$= J_\infty^2\ t_{fp} + J_\infty^2\ t_{fa}\,. \qquad \text{(VII.82)}$$

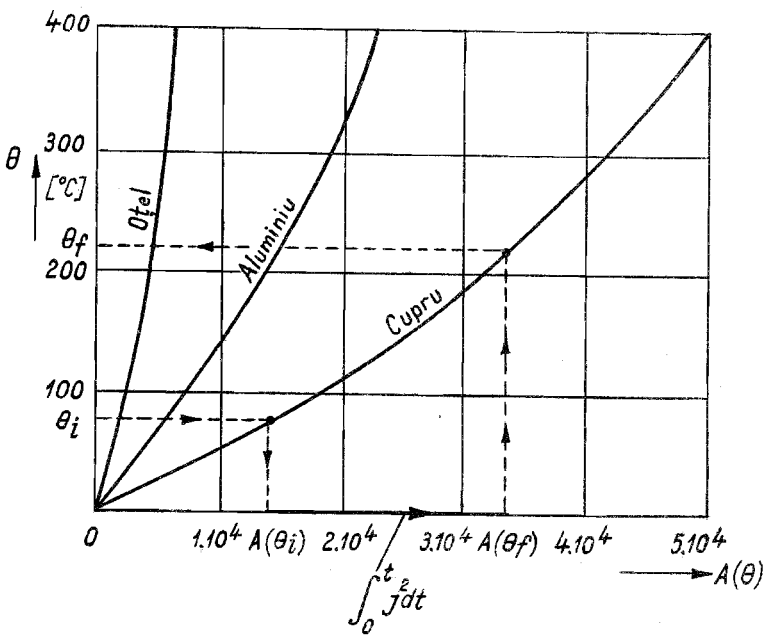


Fig. VII.42. Determinarea temperaturii finale.

Aici

J_∞ este densitatea de curent corespunzătoare curentului de scurtcircuit de durată,

t_{fp} și t_{fa} sînt timpi fictivi corespunzători celor două componente ale curentului de scurtcircuit.

Timpul fictiv periodic t_{fp} se determină din diagrama din figura VII.43 în funcție de durata scurtcircuitului și raportul

$$\beta = \frac{I''}{I_\infty}\,. \qquad \text{(VII.83)}$$

Timpul fictiv aperiodic t_{fa} se poate calcula astfel

$$t_{fa} = \frac{1}{J_\infty^2}\int_0^t j_a^{\,2}\,dt = \frac{1}{J_\infty^2}\int_0^t \left(\sqrt{2}J''e^{-\frac{t}{T_a}}\right)^2 dt =$$

$$= 2\beta^2\int_0^t e^{-\frac{2t}{T_a}}\,dt = -2\beta^2\cdot\frac{T_a}{2}\left|e^{-\frac{2t}{T_a}}\right|_0^t. \qquad \text{(VII.84)}$$

În general 2 t $\gg$ Ta $\cong$ o,o5 s. De aceea, la înlocuirea limitei superioare se obţine zero pentru funcţia exponenţială.

Rezultă

$$t_{fa} = Ta\beta^2 \cong$$

$$\cong o,o5\beta^2. \quad (VII.85)$$

Cum t_{fa} este de ordinul de o,o5 s, la t > 1 secundă, t_{fa} poate fi neglijat pe lîngă t_{fp}.

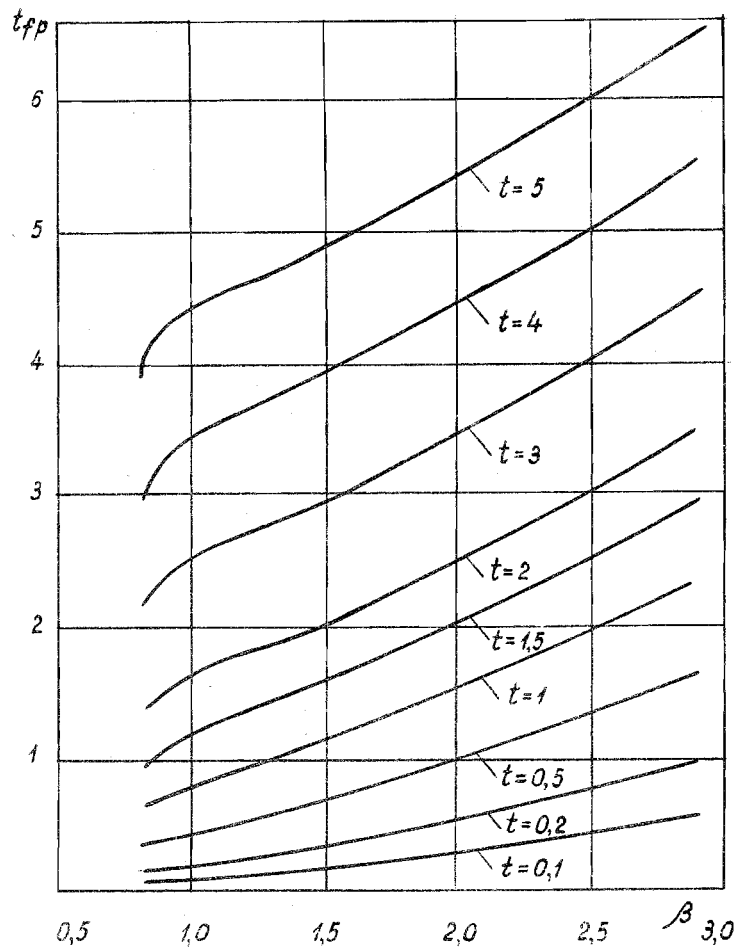


Fig.VII.43. Diagramă pentru determinarea lui t_{fp}.

β. T i m p u l d e t o p i r e a l u n u i f u z i b i l. Fuzibilele din fire subţiri se topesc la scurtcircuit adesea într-o fracţiune de semiperioadă şi întrerup astfel curentul înaintea atingerii valorii de şoc. Astfel efectele dăunătoare, termice şi dinamice ale scurtcircuitelor sînt mult reduse. Pentru ca să se producă topirea şi ruperea arcului la fuzibil, trebuie atinsă o anumită valoare pentru

$$A = \int_0^t j^2 \, dt. \quad (VII.86)$$

Astfel, de exemplu, la argint $A = 8.10^4 \left[\frac{A^2 s}{mm^4} \right]$.

Variaţia lui j în raport cu timpul este dată. Necunoscuta în problemă este timpul t de întrerupere.

Fie, de exemplu, într-un circuit de curent continuu

$$j = j_{st}\,(1 - e^{-\frac{t}{T}}) \cong j_{st}\,\frac{t}{T} \qquad \text{(VII.87)}$$

sau într-un circuit de curent alternativ

$$j = j_{max}\,\sin\omega t \cong j_{max}\,\omega t \qquad \text{(VII.88)}$$

($\sin x = x - \frac{x^3}{3!} + \ldots$, $\cos x = 1 - \frac{x^2}{2!} + \ldots$).

Inlocuind (VII.87) în (VII.86) se obţine

$$A = (\frac{j_{st}}{T})^2 \int_0^t t^2\,dt = \frac{j_{st}^2\,T}{3}\,(\frac{t}{T})^3\,,$$

de unde

$$t = T\,\sqrt[3]{\frac{3\,A}{j_{st}^2\,T}}\,. \qquad \text{(VII.89)}$$

Această expresie este valabilă şi în cazul relaţiei (VII.88), dacă se pune $T = \frac{1}{\omega}$, $j_{st} = j_{max}$.

Dacă se consideră şi componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit, avem

$$j \cong j_{max}\,(1 - \cos\omega t) \cong j_{max}\,(\frac{\omega t}{2})^2. \qquad \text{(VII.90)}$$

Inlocuind în (VII.86) se obţine

$$A = \frac{j_{max}^2\,\omega^4}{4} \int_0^t t^4\,dt = \frac{j_{max}^2}{20\omega}\,(\omega t)^5,$$

de unde

$$t = \frac{1}{\omega}\,\sqrt[5]{\frac{20\,A\omega}{j_{max}^2}}\,. \qquad \text{(VII.91)}$$

Exemplu numeric. Fie $i_{max} = 30$ kA, diametrul firului de argint $d = 0{,}2$ mm. Rezultă $j_{max} \cong 10^6$ A/mm^2.

În cazul variaţiei curentului după (VII.87) avem din (VII.89)

$$t = \frac{1}{314}\,\sqrt[3]{\frac{3.8.10^4.314}{10^{12}}} = 0{,}13.10^{-3}\ \text{s}.$$

Din (VII.88) rezultă pentru acest timp

$$\frac{j}{J_{max}} = 314 \cdot 0,13 \cdot 10^{-3} \cong 0,04 (\cong 4\%).$$

In cazul variaţiei curentului după (VII.90) avem din (VII.91)

$$t = \frac{1}{314} \sqrt[5]{\frac{20 \cdot 8 \cdot 10^{4} \cdot 314}{10^{12}}} = 0,7 \cdot 10^{-3} \text{ s}.$$

Deşi în acest caz durata întreruperii este mai mare decît în cazul precedent (din cauza creşterii iniţiale foarte lente a curentului), totuşi curentul la întrerupere (relaţia VII.90) va fi mai mic (din aceeaşi cauză)

$$\frac{j}{J_{max}} = \frac{(314 \cdot 0,7 \cdot 10^{-3})^2}{2} \cong 0,024 \ (= 2,4\%).$$

c. Transmiterea căldurii prin interiorul unui corp. În interiorul unui corp există în orice moment un cîmp scalar al temperaturilor. Căldura se transmite prin corp sub forma unui flux caloric, cu linii de scurgere perpendiculare pe suprafeţele izoterme (= de aceeaşi temperatură). Puterea calorică care străbate o suprafaţă dS făcînd parte din suprafaţa izotermă, în sensul normalei îndreptate în sensul creşterii temperaturii este

$$dP = -\mu \, | \text{grad } \Theta | \, dS, \qquad \text{(VII.92)}$$

iar dacă normala elementului de suprafaţă face un unghi α cu sensul de mai sus, avem

$$dP = -\mu \, | \text{grad } \Theta | \, dS \cdot \cos\alpha = -\mu \, (\text{grad } \Theta \, d\bar{S}). \qquad \text{(VII.93)}$$

α. E c u a ţ i a d i f e r e n ţ i a l ă g e n e r a l ă. Fluxul puterii dP printr-o suprafaţă care delimitează unitatea de volum (considerată foarte mică) este

$$\lim_{\Delta v \to 0} \frac{\Delta P}{\Delta v} = \lim_{\Delta v \to 0} \frac{-\mu \int (\text{grad } \Theta \cdot d\bar{S})}{\Delta v} = -\mu \, \text{div grad } \Theta. \qquad \text{(VII.94)}$$

Acest flux de putere, îndreptat spre exterior, este obţinut prin puterea p produsă de efectul Joule-Lenz şi prin căldura eliberată prin răcire în unitatea de volum:

$$- c\gamma \frac{\partial \Theta}{\partial t} \quad . \qquad \text{(VII.95)}$$

Aşadar

$$-\mu \operatorname{div} \operatorname{grad} \Theta = p - c\gamma \frac{\partial \Theta}{\partial t} \quad . \qquad \text{(VII.96)}$$

În regim staţionar $\frac{\partial \Theta}{\partial t} = 0$. Rezultă

$$-\mu \operatorname{div} \operatorname{grad} \Theta = p, \qquad \text{(VII.97)}$$

Dacă nu se produce nici efect Joule-Lenz, obţinem

$$\operatorname{div} \operatorname{grad} \Theta = 0, \qquad \text{(VII.98)}$$

care este forma generală a ecuaţiei lui Laplace.

β. A p l i c a ţ i i l a r e g i m u l s t a ţ i o n a r. Vom considera două probleme cu simetrie axială. Întîi vom examina încălzirea izolaţiei la transmiterea căldurii din conductorul cilindric interior către mediul ambiant (figura VII.44).

Temperatura la suprafaţa izolaţiei se calculează din (VII.54)

$$\Theta_2 = \Theta_0 + \frac{P}{\lambda 2\pi r_2 l} \quad . \qquad \text{(VII.99)}$$

Cum în cazul considerat

$$|\operatorname{grad} \Theta| = \frac{d\Theta}{dr} \quad ,$$

din (VII.92) se obţine

$$P = -\mu \cdot 2\pi r l \cdot \frac{d\Theta}{dr}, \qquad \text{(VII.100)}$$

de unde

$$d\Theta = - \frac{P dr}{\mu 2\pi r l} \quad .$$

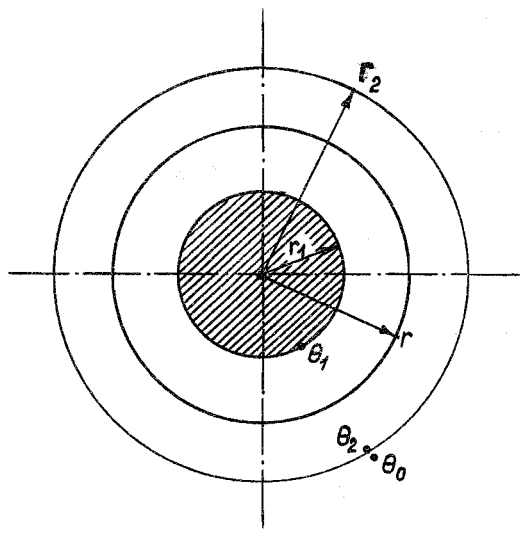


Fig. VII.44. Izolaţie cilindrică.

Prin urmare

$$\theta_2 - \theta_1 = \int_{r_1}^{r_2} d\theta = -\frac{P}{\mu 2\pi \ell} \ln \frac{r_2}{r_1} ,$$

$$\theta_1 = \theta_2 + \frac{P}{\mu 2\pi \ell} \ln \frac{r_2}{r_1} . \qquad \text{(VII.101)}$$

Dacă r_2 diferă puţin de r_1 se obţine din (VII.101) expresia evidentă

$$\theta_1 = \theta_2 + \frac{P(r_2 - r_1)}{\mu 2\pi r_1 \ell} = \theta_2 + P \frac{\Delta r}{\mu S} \qquad \text{(VII.102)}$$

$$(\ln (1+x) = x - \frac{x^2}{2} + \frac{x^3}{3} - \ldots \cong x) .$$

În cazul unei bobine cilindrice cu dezvoltare intensă de căldură prin efect Joule-Lenz nu este suficient să se calculeze temperatura la suprafaţă (relaţia VII.99). Temperatura în interior θ_1 (fig. VII.45) va fi sensibil mai mare, însă datorită faptului că puterea P se produce chiar în bobină, gradientul de temperatură va fi mai mic în interiorul bobinei decît în cazul izolaţiei străbătute, la orice rază intermediară de aceeaşi putere P.

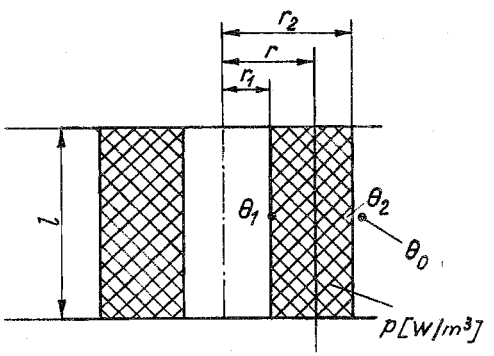


Fig. VII.45. Incălzirea unei bobine cilindrice.

Pentru siguranţă este corect să se considere că întreaga căldură se evacuează prin mantaua cilindrului exterior. Astfel, evident, la $r = r_1$

$$|\text{grad } \theta| = \frac{d\theta}{dr} = 0$$

(vezi relaţia VII.92).

Puterea calorică care străbate suprafaţa cilindrică de rază r este (relaţia VII.100)

$$-\mu . 2\pi r \ell \frac{d\theta}{dr} = p (\pi r^2 \ell - \pi r_1^2 \ell) \qquad \text{(VII.103)}$$

de unde, după simplificare, împărţire cu r şi integrare

$$\theta = -\frac{p}{4\mu} r^2 + \frac{pr_1^2}{2\mu} \ln r + C. \qquad \text{(VII.1o4)}$$

La $r = r_2$, θ trebuie să aibă valoarea θ_2 din (VII.99)

$$\theta_2 = -\frac{p}{4\mu} r_2^2 + \frac{pr_1^2}{2\mu} \ln r_2 + C. \qquad \text{(VII.1o5)}$$

Prin urmare, eliminînd din (VII.1o4) pe C cu ajutorul relaţiei (VII.1o5), rezultă

$$\theta = \theta_2 + \frac{p}{4\mu}(r_2^2 - r^2) - \frac{pr_1^2}{2\mu} \ln \frac{r_2}{r}, \qquad \text{(VII.1o6)}$$

iar la $r = r_1$ se obţine temperatura maximă

$$\theta_1 = \theta_2 + \frac{p}{4\mu}(r_2^2 - r_1^2) - \frac{pr_1^2}{2\mu} \ln \frac{r_2}{r_1}. \qquad \text{(VII.1o7)}$$

Din (VII.1o7) dacă r_2 nu diferă prea mult de r_1 rezultă

$$\theta_1 = \theta_2 + \frac{p(r_2-r_1)(r_2+r_1)}{4\mu} - \frac{pr_1^2}{2\mu}\left[\frac{r_2-r_1}{r_1} - \frac{(r_2-r_1)^2}{2\,r_1^2} + \frac{(r_2-r_1)^3}{3\,r_1^3} - \ldots\right] \cong$$

$$\cong \theta_2 + \frac{p(r_2-r_1)}{4\mu}\left[(r_2+r_1) - 2\,r_1 + (r_2-r_1) - \frac{2(r_2-r_1)^2}{3\,r_1}\right] =$$

$$= \theta_2 + \frac{p(r_2-r_1)^2}{2\mu}\left(1 - \frac{r_2-r_1}{3\,r_1}\right). \qquad \text{(VII.1o8)}$$

Cum (vezi şi relaţia VII.1o3)

$$p = \frac{P}{\pi(r^2-r_1^2)\ell}, \qquad \text{(VII.1o9)}$$

expresia (VII.1o8) devine

$$\theta_1 = \theta_2 + \frac{P}{2} \cdot \frac{r_2 - r_1}{\mu\pi(r_2+r_1)\ell}\, k < \theta_2 + \frac{P}{2} \cdot \frac{\Delta r}{\mu S}, \qquad \text{(VII.11o)}$$

unde

$$k = 1 - \frac{r_2 - r_1}{3\,r_1} < 1. \qquad \text{(VII.111)}$$

Se constată prin urmare că temperatura maximă Θ_1 este mai mică decît cea care ar rezulta dacă s-ar considera bobina ca un simplu strat izolant parcurs de jumătatea puterii produse prin efect Joule-Lenz (sau un strat de jumătate grosime parcurs de puterea întreagă).

d. Temperaturi admisibile. Izolaţia aparatelor electrice corespunde unor clase de izolaţie pentru care se stabilesc prin prescripţiuni temperaturile admisibile. Astfel, de exemplu, la izolaţie din bumbac este important ca temperatura să nu treacă peste $100^{\circ}C$, cînd, prin evaporarea apei, izolaţia slăbeşte. Temperatura admisibilă este funcţie şi de timp, deoarece reducerea sensibilă a calităţii materialului la o solicitare termică de scurtă durată se produce la temperaturi mai ridicate. Conductorul de cupru se oxidează mai intens începînd cu temperatura de $70^{\circ}C$. La contacte apare atunci o creştere suplimentară a temperaturii, care accelerează oxidarea, astfel încît contactele pot deveni incandescente. Supratemperatura admisibilă la conductoare de cupru în aer liber este deci de $35...40^{\circ}C$, în funcţie de temperatura ambiantă. La scurtcircuite însă încălzirea fiind de scurtă durată se admite o temperatură (şi la cabluri) pînă la aproximativ $250^{\circ}C$.

Adesea alegerea încărcării termice este o problemă economică, în sensul că la încărcare mai mare se micşorează costul instalaţiei, însă izolaţia îmbătrîneşte mai rapid, deci scade durata de viaţă, timpul de amortizare.

3. Arcul electric şi întreruperea lui. La întreruperea unui circuit alimentat la o tensiune peste 10 V, apare între contacte un arc electric, dacă curentul este mai mare de cîteva sute de miliamperi. Sub acţiunea cîmpului electric, electronii emişi de catodă se accelerează şi produc prin şoc ionizarea atomilor dintre electrozi. Ionii pozitivi, de masă relativ mare, au mobilitate mică şi deci contribuie puţin la conducerea curentului. Ionii negativi sînt chiar electronii. Aceştia se accelerează uşor, produc prin şoc noi ionizări şi au o viteză medie relativ mare. Smulgerea electronilor din catod necesită o cădere de tensiune în jur de 10 V, numită cădere catodică (fig. VII.46). Pătrunderea electronilor în anod necesită de asemenea un cîmp electric intens, rezultînd căderea

anodică, mai mică decît cea catodică. Cîmpurile intense la suprafaţa electrozilor sînt produse de concentrări de sarcini , astfel căderea catodică apare datorită unui nor de ioni pozitivi în faţa catodului. In lungul canalului, datorită ionizării puternice, căderea de tensiune pe unitatea de lungime este relativ mică. De aceea , la un arc scurt, căderea de tensiune se poate considera concentrată pe o distanţă de o fracţiune de milimetru lîngă electrozi. Produsul $\Delta u.i$ exprimă puterea care apare sub formă de căldură. Cea mai intensă dezvoltare de căldură are loc deci lîngă electrozi; cum însă aceştia îndepărtează căldura produsă prin conducţie, rezultă repartizarea temperaturii din figura VII.46, cu maxime în apropierea electrozilor, dar nu la suprafaţa acestora. Temperatura ridicată care rezultă la suprafaţa electrozilor este necesară pentru a asigura emisia de electroni. De aceea, arcul este legat de pata catodică (pata incandescentă de la catod). Figura VII.47 arată cazul cînd anodul deplasat produce lungirea arcului, fără a putea deplasa (simultan) piciorul arcului, legat de pata catodică, produsă prin încălzirea plăcii care formează catodul. Dacă se schimbă polaritatea, arcul se deplasează liber, ceea ce arată că anodul nu trebuie să aibă temperatura ridicată.

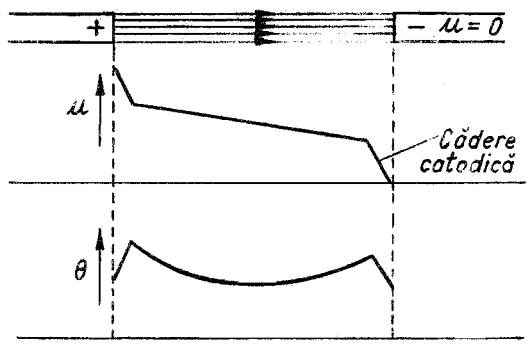


Fig. VII.46. Variaţia tensiunii şi a temperaturii în lungul arcului.

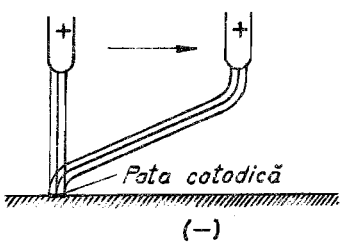


Fig.VII.47.

Răcirea canalului arcului se face mai ales prin radiaţie şi prin disocierea (descompunerea) moleculelor gazului din canal, fenomen ce absoarbe energie. Atomii astfel eliberaţi, părăsind canalul arcului, se recombină. Noi molecule ajung încontinuu în canal, se disociază, apoi prin recombinare cedează mediului ambiant căldura absorbită.

Temperatura în canalul arcului este atît de ridicată, încît majoritatea atomilor sînt ionizaţi (ionizare termică). Aceasta înseamnă că energia cinetică a particulelor este atît de mare, încît se desfac nu numai legăturile între molecule (disociere), ci şi cele între electroni şi nucleu. Materia în această stare complet ionizată se numeşte plasmă.

a. Caracteristica arcului. In cazul arcului electric, relaţia între tensiunea la borne şi curent nu este liniară. Intr-adevăr, dacă admitem că j = const., rezultă la creşterea curentului i, o creştere a secţiunii canalului arcului, deci

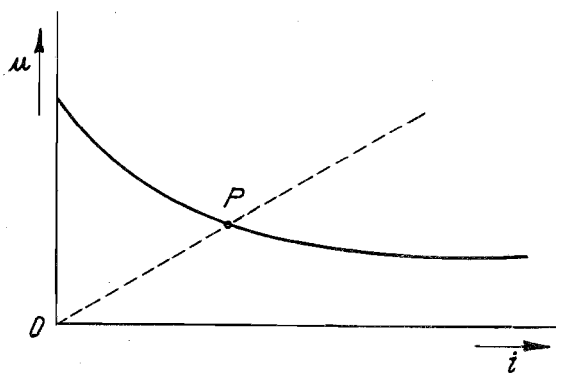


Fig. VII.48. Caracteristica statică a arcului.

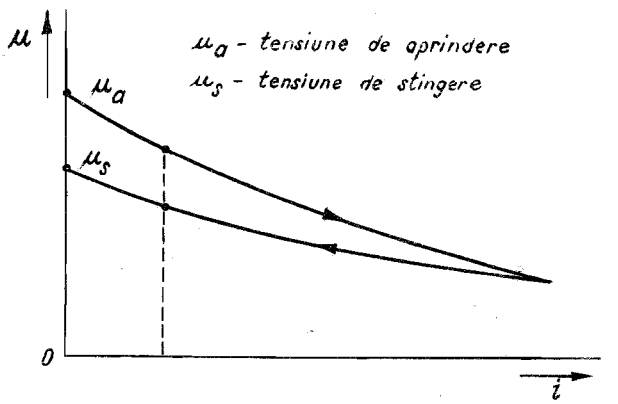


Fig. VII.49. Caracteristică dinamică.

o răcire înrăutăţită pentru unitatea de volum, prin urmare o creştere a temperaturii, o ionizare mai bună şi deci o micşorare a tensiunii u (fig. VII.48). De fapt, temperatura depinde şi de starea termică anterioară şi prin urmare tensiunea arcului va fi mai ridicată dacă curentul este în creştere (fig. VII.49) şi aceasta cu atît mai mult cu cît el variază mai rapid (şi invers). De aceea există o singură caracteristică statică şi numeroase caracteristici dinamice. La variaţii foarte rapide ale curentului în jurul unei valori P, starea de ionizare rămîne constantă, şi rezultă caracteristica liniară, reprezentată punctat, în figura VII.48.

Caracteristica arcului din figura VII.48 a fost exprimată analitic prin formula clasică a lui Herta Ayrton (1902)

$$u = a + \frac{b}{I} \quad , \qquad \text{(VII.112)}$$

în care

$$a = \alpha + \gamma l \ ,$$

$$b = \beta + \delta l \ ,$$

l fiind lungimea arcului, iar α, β, γ, δ constante.

La i = o, relaţia (VII.112) nu este exactă, deoarece rezultă u = α. La curenţi mari (peste 5o...1oo A) se obţine u = a, adică tensiunea nu descreşte sub o anumită limită, deoarece ionizarea spaţiului canalului este completă. Dacă totodată l = o, rezultă u = α. Prin urmare, α exprimă căderile de lîngă electrozi, iar β intensitatea cîmpului în canalul arcului, la curent foarte mare.

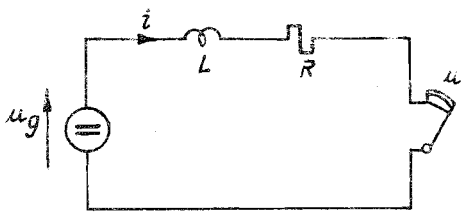


Fig. VII.5o. Circuit de c.c. cu arc electric.

b. <u>Stingerea arcului de curent continuu</u>. Considerăm circuitul din figura VII.5o. În regim staţionar, cu întrerupător închis, avem

$$i_o = \frac{u_g}{R} \ . \qquad \text{(VII.113)}$$

În general însă cînd există şi arc, iar curentul variază, avem

$$u_g = L \frac{di}{dt} + Ri + u. \qquad \text{(VII.114)}$$

Relaţia (VII.114) poate fi reprezentată pe figura VII.48 considerînd regimul staţionar (i = const.)

$$u_{st} = u_g - Ri \ . \qquad \text{(VII.115)}$$

Această relaţie apare grafic sub forma unei drepte (fig. VII. 51). Ea reprezintă caracteristica statică a sursei de alimentare. La u_{st} = o se obţine din (VII.115) expresia (VII.113) a curentului.

Din (VII.114) se obţine, ţinînd seama şi de (VII.115)

$$L \frac{di}{dt} = u_g - Ri - u = u_{st} - u \ . \qquad \text{(VII.116)}$$

Prin urmare $L\frac{di}{dt}$ este proporţional cu diferenţa ordonatelor caracteristicii statice a sursei de alimentare şi a caracteristicii statice a arcului (fig. VII.52). Arcul este staţionar dacă i = const., deci, din (VII.116)

$$u = u_{st} = u_g - R_i$$

(punctele A şi B).
Între B şi A $L\frac{di}{dt} > 0$, deci i creşte; în rest i descreşte.

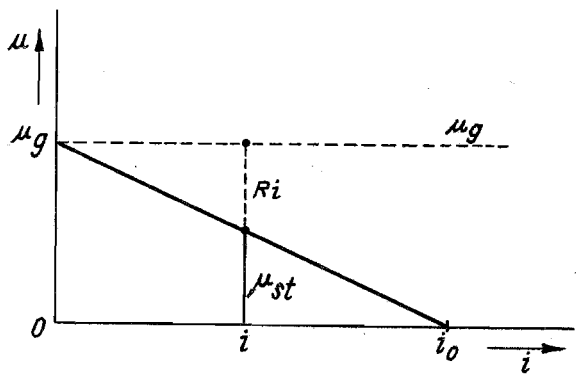


Fig.VII.51. Caracteristica statică a circuitului de alimentare a arcului.

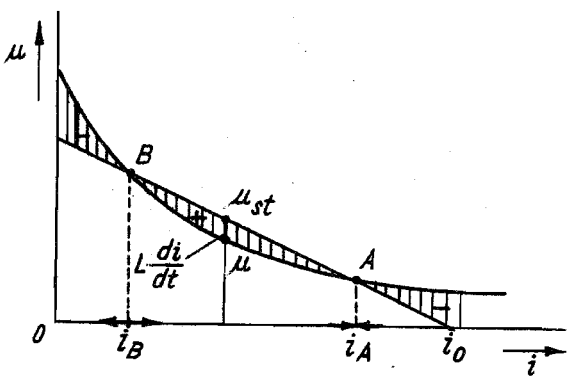


Fig.VII.52. Determinarea stabilităţii arcului.

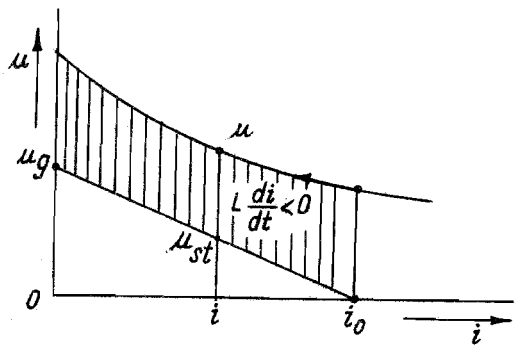


Fig.VII.53. Procesul de stingere a arcului.

De aceea la orice modificare a curentului faţă de valoarea i_A, curentul revine la această valoare: A este un punct de funcţionare stabilă. La orice variaţie a curentului faţă de valoarea i_B, curentul se va modifica astfel încît diferenţa faţă de i_B să crească: B este un punct de funcţionare nestabilă; curentul fie că se anulează, fie că va creşte pînă la valoarea i_A.

Dacă un întrerupător se deschide astfel încît să existe un punct de intersecţie A al celor două caracteristici, curentul scade de la valoarea iniţială i_0 la valoarea i_A, circuitul rămînînd închis prin arc. Pentru a întrerupe arcul, caracte-

ristica arcului trebuie ridicată peste poziţia critică cînd ea mai atinge caracteristica statică a circuitului de alimentare, adică distanţa între contacte trebuie mărită suficient (fig. VII.53). Atunci, corespunzător relaţiei (VII.116), curentul descreşte şi arcul se stinge. Tensiunea u la bornele arcului poate întrece mult tensiunea u_g dată de sursă (cu toate că există căderea de tensiune Ri), datorită tensiunii induse $u_i = -L\frac{di}{dt}$ care este pozitivă. Într-adevăr din (VII.116)

$$u = u_{st} - L\frac{di}{dt} = u_{st} + u_i \ .$$

Astfel pot să apară supratensiuni mari, dacă circuitul, chiar de tensiune redusă, se întrerupe energic, adică printr-un arc de rezistenţă mare (întrerupătoare cu ulei). Deoarece asemenea supratensiuni sînt periculoase pentru personal şi pentru instalaţii trebuie evitată o caracteristică ridicată a arcului, în special la curenţi mici. Pentru ca totuşi stingerea să nu fie prea lentă este bine ca arcul să fie răcit de exemplu prin suflarea lui într-un canal cu pereţi reci, care au efect de răcire în special în domeniul curenţilor mari, cînd canalul arcului este încă de diametru relativ mare (fig. VII.54). Astfel rezultă caracteristica din figura VII.55.

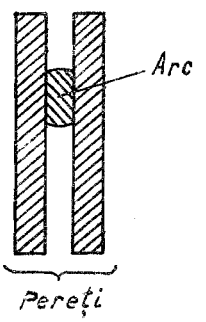


Fig.VII.54. Răcirea arcului între pereţi cu spaţiu îngust.

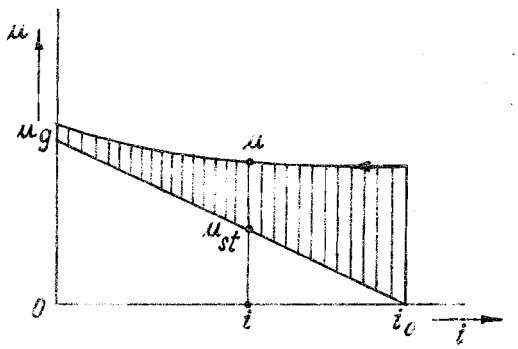


Fig. VII.55. Caracteristică de arc ridicată.

Cu cît tensiunea arcului este mai ridicată, cu atît el se întrerupe mai repede. Într-adevăr, din (VII.116), timpul de întrerupere este

$$T = \int_{i=i_0}^{i=0} dt = L \int_0^{i_0} \frac{di}{u - u_{st}} = L \int_0^{i_0} f(i)\, di,$$

unde

$$f(i) = \frac{1}{u - u_{st}} \quad .$$

Timpul de întrerupere se determină prin integrare grafică sau numerică, f(i) fiind o funcţie cunoscută de i, de valori cu atît mai mici cu cît u este mai mare.

În timpul întreruperii în arc se dezvoltă o cantitate de căldură

$$W = \int_{i=i_o}^{i=0} u\, i\, dt = L \int_{0}^{i_o} \frac{u i di}{u-u_{st}} = \frac{L\, i_o^2}{2} \int_{i=0}^{i=i_o} \frac{u}{u-u_{st}}\; 2(\frac{i}{i_o})d(\frac{i}{i_o}). \quad \text{(VII.117)}$$

Factorul $\frac{u}{u-u_{st}}$ tinde către 1 dacă $u \gg u_{st}$, şi în general nu este mai mare de 2. Prin urmare, notînd $\frac{i}{i_o}$ cu x, rezultă

$$W = \frac{L\, i_o^2}{2} (1...2) \int_0^1 2\, x\, dx = (1...2)\, \frac{L\, i_o^2}{2} , \quad \text{(VII.118)}$$

adică la stingere rapidă, căldura produsă în arc constă din energia care a fost înmagazinată anterior în cîmpul magnetic al circuitului, iar la stingere lentă căldura produsă este mai mare cu încă cel mult 10%, prin contribuţia sursei de curent continuu. La stingere lentă însă contactele se încălzesc mult mai mult decît la stingere rapidă, nu numai datorită duratei arcului, dar şi datorită lungimii sale mai mici, deci a evacuării căldurii înspre contacte.

Aşadar, întreruperea prea rapidă produce supratensiuni, iar întreruperea prea lentă produce încălzirea contactelor.

c. Stingerea arcului de curent alternativ. Arcul alimentat de la o sursă de curent alternativ se stinge mai uşor decît arcul de curent continuu, deoarece curentul trece prin zero în fiecare semiperioadă şi prin urmare stingerea constă în împiedicarea reaprinderii. Stingerea se face mai uşor în circuite ohmice, deoarece la trecerea curentului prin zero şi tensiunea este zero (aceste două mărimi fiind în fază) şi nu produce reaprinderea arcului. Intervalul de timp cu i=o fiind relativ lung, spaţiul ocupat anterior de arc se poate dezioniza. La circuite inductive, la trecerea curentului prin zero, tensiunea sursei are valoare apropiată de cea de amplitudine,

astfel încît arcul se poate reaprinde, dacă nu se asigură un suflaj foarte energic pentru dezionizarea rapidă a canalului arcului. Din această cauză, curenţii de scurtcircuit se întrerup mai greu (fiind inductivi) decît cei de sarcină activă. De asemenea încercarea aparatelor de întrerupere la puterea de rupere trebuie să se efectueze în circuite cu $\cos \varphi \leq 0{,}2$.

Aceste probleme vor fi examinate mai amănunţit în cele ce urmează.

α. C i r c u i t e o h m i c e (fig. VII.56). Curentul variază în fază cu tensiunea u_g a sursei. Oscilograma din figura VII.56 reprezintă în funcţie de timp şi tensiunea u a

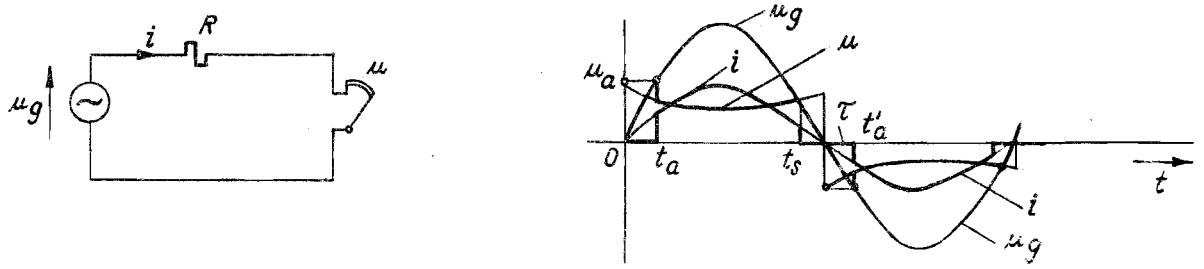


Fig. VII.56. Stingerea arcului de c.a. într-un circuit pur ohmic.

arcului luată din caracteristica dinamică din figura VII.49. De fapt pînă în momentul t_a arcul nu se poate aprinde, deoarece numai atunci u_g devine egal cu tensiunea de aprindere u_a. Deci în intervalul $0 < t < t_a$, $i = 0$, iar tensiunea între contacte este u_g. Cînd u_g nu mai este suficient pentru întreţinerea arcului (momentul t_s), acesta se stinge, iar $i = 0$ în intervalul $\tau = t'_a - t_s$ pînă la noua reaprindere la timpul t'_a, cînd fenomenele se repetă. Dacă tensiunea de aprindere u_a este suficient de ridicată ($u_a > u_{gmax}$) reaprinderea nu se mai produce şi arcul se stinge.

β. C i r c u i t e i n d u c t i v e (fig. VII.57). Curentul fiind defazat în urmă faţă de tensiune, la trecerea prin zero în momentul t_s apare între contacte o tensiune de ordinul lui u_{gmax}, care poate produce reaprinderea arcului, dacă pînă la reapariţia tensiunii nu s-a realizat o dezionizare eficace.

Pentru ca curentul să fie defazat în urmă cu 90° faţă de tensiune, este necesar ca tensiunea arcului să fie neglijabilă. In realitate, rezistenţa arcului micşorează defazajul, iar caracteristica sa neliniară face ca curentul să nu fie sinusoidal. Să admitem că din cauza curentului mare u = const. (şi de

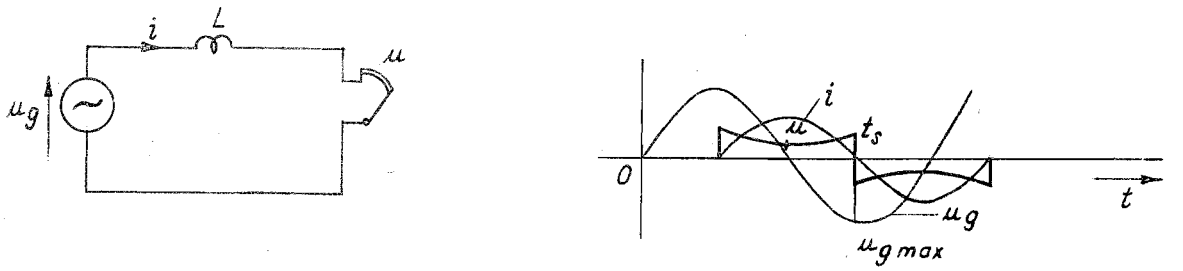


Fig. VII.57. Stingerea arcului de c.a. într-un circuit inductiv.

acelaşi sens ca şi i) într-o semiperioadă (de la t = 0 pînă la $t = \frac{T}{2}$). Tensiunea fiind defazată, înainte cu φ, vom avea, neglijînd rezistenţa circuitului

$$u_{gmax} \sin(\omega t + \varphi) = L \frac{di}{dt} + u.$$

Rezultă, prin separarea variabilelor

$$di = \frac{1}{L}\left[u_{gmax} \sin(\omega t + \varphi) - u\right] dt,$$

iar prin integrare de la t = 0

$$i = \frac{1}{\omega L}\left[-u_{gmax} \cos(\omega t + \varphi) - u\,\omega t\right]_0^t =$$

$$= \frac{1}{\omega L}\left[-u_{gmax}\left\{\cos(\omega t + \varphi) - \cos\varphi\right\} - u\omega t\right]. \qquad \text{(VII.119)}$$

Deoarece la $\omega t = \pi$ curentul trebuie să se anuleze din nou, rezultă condiţia

$$2\,u_{gmax} \cos\varphi - \pi u = 0$$

sau

$$\cos\varphi = \frac{\pi}{2} \frac{u}{u_{gmax}} \qquad \text{(VII.120)}$$

Prin urmare, după cum era de aşteptat, defazajul φ este cu atît mai mic cu cît u este mai mare.

Introducînd (VII.12o) în (VII.119) se obţine pentru t cuprins între o şi T/2

$$i = \frac{u_{gmax}}{\omega L}\left[-\cos(\omega t + \varphi) - \cos\varphi\left(4\frac{t}{T} - 1\right)\right]. \quad \text{(VII.121)}$$

Curentul are deci o componentă cosinusoidală i' defazată cu 9o° în urma tensiunii sursei şi o componentă liniară i" (figura VII.58).

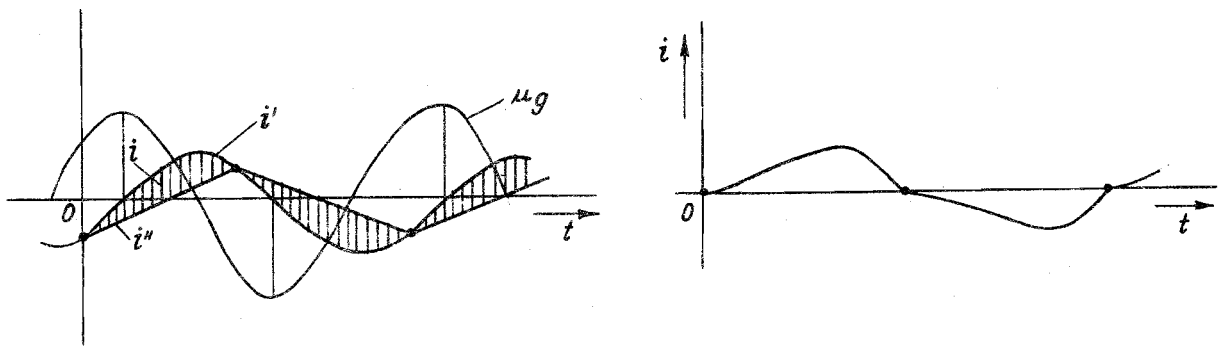


Fig. VII.58. Variaţia curentului într-un circuit inductiv cu arc de curent mare.

7. Energia dezvoltată în arc. La deschiderea contactelor întrerupătorului, tensiunea arcului u creşte în fiecare semiperioadă. Stingerea se produce atunci cînd această tensiune se apropie de u_{gmax}, ajungînd o cîtime ε a acesteia ($\varepsilon < 1$)

$$u_{max\ arc} = \varepsilon u_{gmax}.$$

Tensiunea mijlocie a arcului din momentul deschiderii contactelor este (fig. VII.59)

$$u_{med\ arc} = \frac{\varepsilon}{2} u_{g\ max}. \quad \text{(VII.122)}$$

Energia dezvoltată în arc într-o semiperioadă este

$$\int uidt = u\int idt = u\, i_{med}\frac{T}{2}, \quad \text{(VII.123)}$$

cu

$$i_{med} = \frac{2}{\pi} i_{max} . \qquad (VII.124)$$

Prin urmare, într-o semiperioadă

$$\int u i dt = \frac{2}{\pi} u i_{max} \frac{T}{2} ,$$

iar în cele n semiperioade, de durată totală t pînă la stingere

$$\int u i dt = \frac{2}{\pi} u_{med\ arc} i_{max} t,$$

sau ţinînd seama de (VII.122)

$$\int u i dt = \frac{\mathcal{E}}{\pi} u_{gmax} i_{max} t = \frac{2\mathcal{E}}{\pi} U_g I t . \qquad (VII.125)$$

În timpul scurtcircuitului, pînă la întrerupere, sursa debitează o energie aparentă U_g I t. Relaţia (VII.125) ne arată că energia dezvoltată în arc este o fracţiune a acestei mărimi şi că este direct proporţională cu puterea de scurtcircuit. Pentru a o micşora $\mathcal{E}$ trebuie să fie mic. In acest scop se menţine mică tensiunea arcului pe durata semiperioadei, acţionînd însă în mod eficace pentru stingerea arcului la sfîrşitul semiperioadei, la trecerea curentului prin zero. Un asemenea efect apare la întrerupătoarele cu dispozitiv de stingere a arcului cu grătar, unde arcul este divizat în porţiuni scurte, la care nu se produce nici un suflaj. La trecerea curentului prin zero se produce însă o dezionizare foarte rapidă lîngă plăcile de metal care divizează arcul, prin intrarea electronilor în metal, astfel încît arcul nu se mai reaprinde.

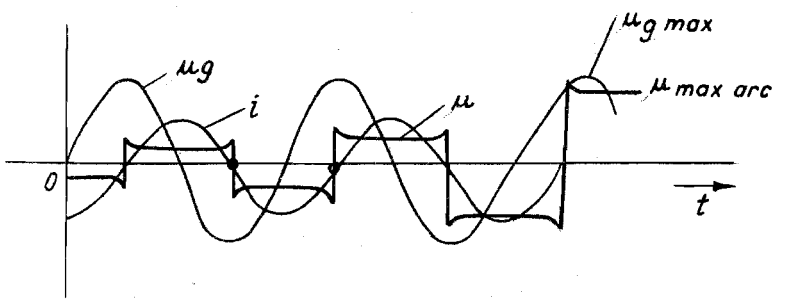


Fig. VII.59. Creşterea tensiunii arcului la îndepărtarea contactelor.

Pentru ca energia dezvoltată de arc să fie mică este necesar ca contactele să se îndepărteze rapid astfel încît tensiunea de aprindere să atingă valoarea u_{gmax} într-un număr cît mai mic de semiperioade, în care arcul se mai reaprinde. Acestei tensiuni îi corespunde intensitatea de cîmp electric

$$E_{apr} = \frac{u_{gmax}}{v\ t}\ , \qquad \text{(VII.126)}$$

v fiind viteza medie de deplasare a contactelor, iar t timpul de întrerupere a arcului. Rezultă

$$T = \frac{u_{gmax}}{v\ E_{apr}} = \frac{\sqrt{2}\ U_g}{v\ E_{apr}}\ . \qquad \text{(VII.127)}$$

Astfel de exemplu la $U_g = 10$ kV, $E_{apr} = 400$ kV/m şi $v = 2$ m/s se obţine

$$t = \frac{\sqrt{2}.10}{2\ 400} \cong 2.10^{-2}\ \text{s}.$$

Timpul total de întrerupere va fi mai mare, fiind de cel puţin 3...5 perioade (la întrerupătoare foarte rapide).

La întrerupătoare cu ulei, cantitatea de gaze ce rezultă prin descompunerea şi vaporizarea uleiului este proporţională cu energia dezvoltată de arc: aproximativ 50 cm^3/kWs. Fie de exemplu $t = 0{,}05$ s, $S_{sc} = 300$ MVA, $\frac{2\varepsilon}{\pi} \cong 0{,}05$. Rezultă din relaţia (VII.125):

$$\int u i dt = 0{,}05.300.10^3.0{,}05 = 750\ \text{kWs},$$

cu o dezvoltare de 50.750 = 37 500 cm^3 de gaze la cele 6 locuri de întrerupere (două la fiecare fază), deci circa 6 dm^3 la un loc de întrerupere, la presiune şi temperatură normală. In realitate atît presiunea cît şi temperatura sînt mult mai ridicate (circa de 20 de ori) decît valorile normale (300°K, 1 ata) însă efectele acestor valori mărite asupra volumului de gaze se compensează. Raza bulei de gaze se calculează deci din volumul sferei de 6 dm^3.

Acest calcul serveşte la determinarea distanţelor principale în întrerupător (distanţa între contacte, între contacte şi cuvă, între contacte şi nivelul uleiului, volumul pernei de aer deasupra uleiului).

c. T e n s i u n e a d e r e v e n i r e. In figura VII.57 nu s-au reprezentat în detaliu fenomenele ce au loc la trecerea curentului prin zero. Ele vor fi examinate în cele ce urmează:

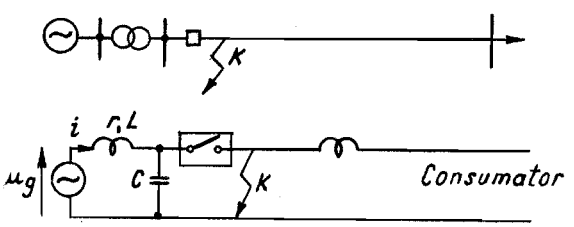


Fig. VII.6o. Schema întreruperii unui scurtcircuit.

La t=o, la trecerea curentului prin zero (prin arcul întrerupătorului, figura VII.6o) tensiunea la bornele capacităţii circuitului sursei este egală cu tensiunea arcului (fig. VII.61).

$$u_c = u_{arc} \cong o.$$

După anularea curentului, tensiunea sursei egală cu u_{gmax} alimentează numai circuitul L, C, în care la t = o şi i şi u_c au valoarea zero. Rezultă o încărcare şi supraîncărcare a ca-

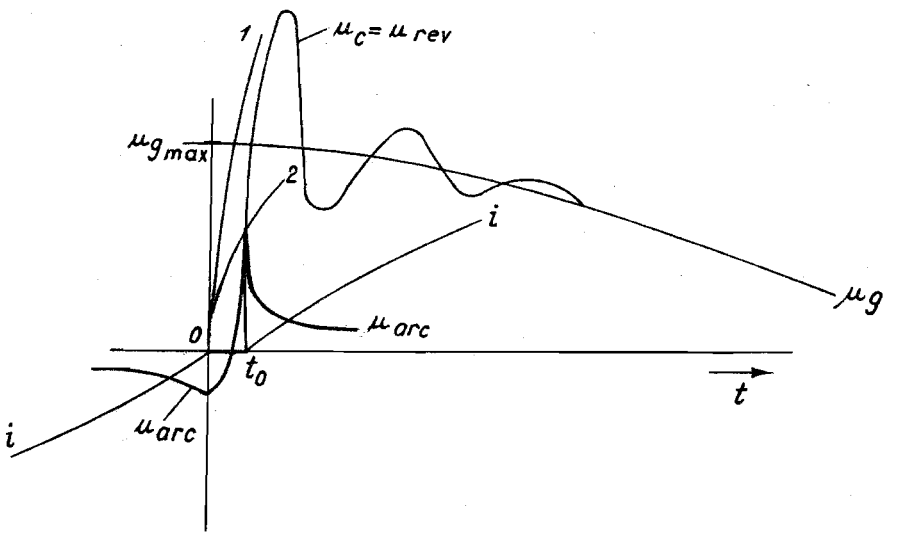


Fig. VII.61. Variaţia tensiunii după anularea curentului.

pacităţii cu o tensiune u_c oscilatorie, cu frecvenţa $\nu = \frac{1}{2\pi\sqrt{L\,C}}$, atingîndu-se o tensiune pînă la cel mult 2 u_{gmax}, dar în general mai mică, din cauza amortizării. Aceasta este tensiunea de revenire (sau restabilire). Viteza cu care se restabileşte tensiunea între contacte este cu atît mai mare, cu cît ν este mai mare. În general ν este cuprins între 1oo şi

10 000 Hz, avînd valori mai mici (cîteva sute de Hz) la reţele de înaltă tensiune.

In momentul trecerii curentului prin zero se restabileşte şi capacitatea de izolare a mediului între contacte, exprimată prin tensiunea necesară pentru producerea reaprinderii (curba 1 sau 2). In cazul 1 al unui suflaj energic tensiunea de revenire este tot timpul mai mică decît cea necesară pentru reaprindere. In cazul 2, cînd suflajul este mai slab, în momentul t_o tensiunea de revenire produce reaprinderea arcului, astfel că tensiunea între contacte se micşorează la valoarea tensiunii arcului. Se remarcă că capacitatea de izolare apare aproape instantaneu cu o valoare finită la anularea curentului, datorită dezionizării rapide lîngă contacte (circa 250 V la un loc de întrerupere).

Din cele de mai sus rezultă că pentru reuşita stingerii arcului este necesar ca viteza de restabilire a capacităţii de izolare să fie mai mare decît viteza de revenire a tensiunii între contacte. Puterea de rupere este deci funcţie şi de circuitul în care este montat întrerupătorul şi nu se garantează decît pentru frecvenţe proprii ν sub o anumită limită. La încercări în laborator trebuie să se asigure o valoare corespunzătoare a vitezei de restabilire a tensiunii.

ε. Întreruperea scurtcircuitelor trifizate. La întreruperea unui scurtcircuit trifazat (fig. VII.62,a) cele trei faze nu se întrerup în acelaşi moment, deoarece curenţii sînt defazaţi între ei. Curentul se presupune inductiv. Să considerăm momentul cînd curentul din faza a trece prin zero. Valoarea tensiunilor şi curenţilor rezultă prin proiectarea diagramelor din figura VII.62,b şi c pe axa de timp verticală în acest moment. Rezultă $i_a = 0$, $i_c = -i_b = \frac{\sqrt{3}}{2} i_{max}$, $u_{fa} = u_{fmax}$, $u_{fb} = u_{fc} = \frac{u_{fmax}}{2}$. După întreruperea fazei a, potenţialul bornei B devine egal cu potenţialul punctului de scurtcircuit K (fig. VII.62,b) şi prin urmare tensiunea între A şi B devine $\frac{3}{2} U_f$. Puterea de scurtcircuit pentru faza a este deci

$$S_a = \frac{3}{2} U_f I \,. \qquad \text{(VII.128)}$$

În continuare, circuitul devine monofazat, cu tensiunile U'_{fb} şi U'_{fc} egale cu $\frac{\sqrt{3}}{2} U_f$ la fiecare loc de întrerupere (fig. VII.62,b) şi curenţii I'_b, I'_c, egali cu $\frac{\sqrt{3}}{2} I$ (fig.VII.62,c).

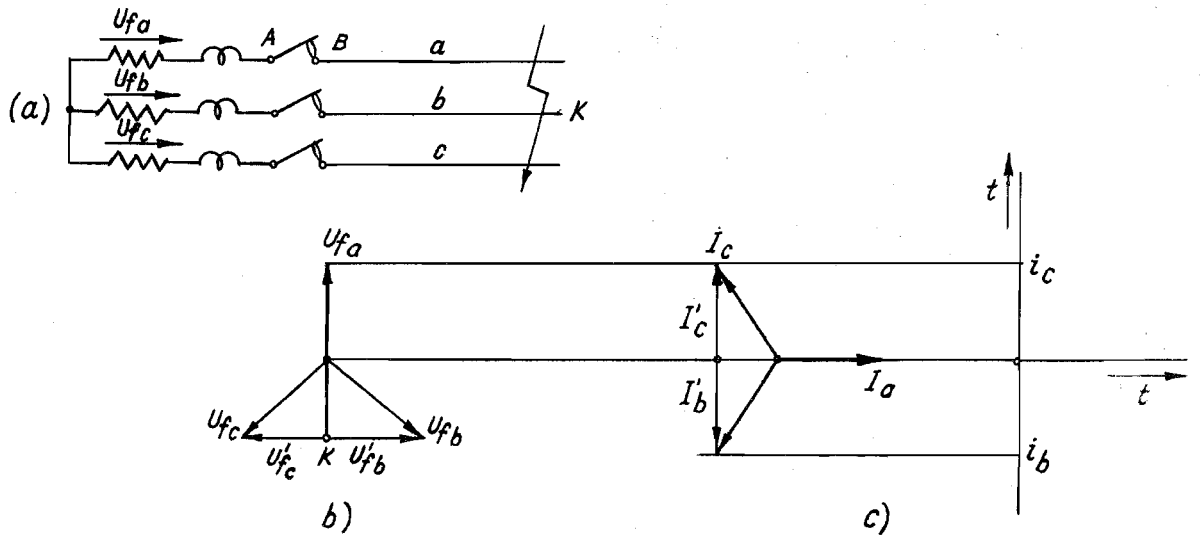


Fig. VII.62. Intreruperea scurtcircuitelor trifazate.

Din figura VII.62,c se vede că o dată cu modificarea amplitudinii, se modifică şi faza curenţilor, astfel încît valoarea momentană rămîne neschimbată. După un sfert de perioadă ($\omega t = \frac{\pi}{2}$), curenţii i_b şi i_c ($i_b = - i_c$) trec prin zero şi arcul se stinge şi la aceste faze. Puterea de scurtcircuit corespuzătoare este

$$S_b = S_c = \frac{\sqrt{3}}{2} U_f \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} I = \frac{3}{4} U_f I = \frac{S_a}{2} . \qquad (VII.129)$$

Prin urmare, puterea de scurtcircuit totală este

$$S_{sc} = S_a + S_b + S_c = 3 U_f I = \sqrt{3} U I . \qquad (VII.130)$$

Remarcăm că sarcina de rupere nu este repartizată egal între cele trei faze. Prima fază întrerupe jumătate (nu o treime!) a puterii de scurtcircuit totale, iar celelalte două faze cîte un sfert. Tensiunea de revenire la prima fază este cu 50% mai mare decît tensiunea de fază. De aceea la încercarea separată pe faze a întrerupătorului trifazat trebuie asigurată o tensiune de încercare egală cu $\frac{3}{2} U_f$.

La întreruperea circuitelor trifazate, componenta aperiodică uşurează mult întreruperea. Ea există întotdeauna la întreruperea rapidă a scurtcircuitului, deoarece constanta de timp a amortizării acestui curent este de aproximativ 0,05 s. Apariţia ei este condiţionată de faptul că în momentul producerii scurtcircuitului componenta periodică nu poate avea valoarea zero decît cel mult la o singură fază. La celelalte faze, curentul total de scurtcircuit devine zero (sau egal cu valoarea dinainte de scurtcircuit a curentului de la faza respectivă) tocmai datorită componentei aperiodice. In figura VII.63 se vede că curentul de scurtcircuit rezultant i_{sc} trece prin zero în momente (t' şi t") diferite de acelea cînd componenta periodică i_p trece prin zero. De aceea, tensiunea u_g este mai mică în aceste momente decît valoarea de amplitudine. In plus, în momentul t", întreruperea este mult mai uşurată prin aceea că în intervalul t't" i_{sc} are valori relativ mici şi deci produce o ionizare slabă a canalului arcului electric. De aici rezultă că prima dată se va întrerupe faza cu componenta aperiodică cea mai mare şi că sarcina de întrerupere va fi mai mică decît cea care rezultă din relaţia (VII.128). Avînd în vedere că componenta aperiodică uşurează întreruperea, ea trebuie să lipsească la încercarea puterii de rupere.

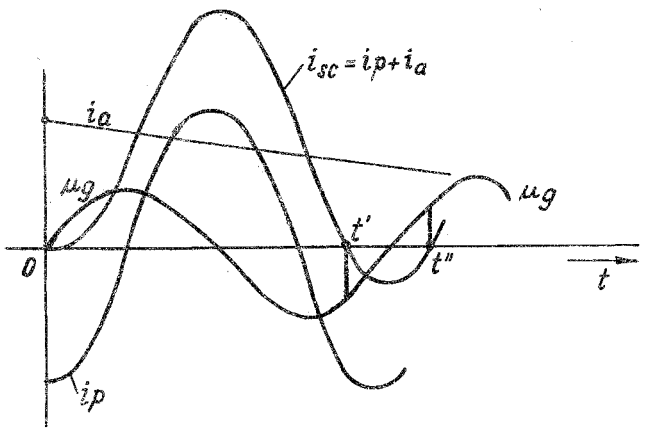


Fig. VII.63. Influenţa componentei aperiodice asupra întreruperii curentului de scurtcircuit.

§. C a m e r e d e s t i n g e r e a a r c u l u i. Pentru dezionizarea rapidă a spaţiului ocupat de arc, după trecerea curentului prin zero, întreruperea curentului se face în camere de stingere, care formează una din principalele elemente componente ale întrerupătoarelor. In ele dezionizarea se realizează prin:

- mişcarea arcului în ulei,
- suflaj de gaze sau mişcarea uleiului în lungul arcului (suflaj longitudinal),
- idem, perpendicular pe linia arcului (suflaj transversal),
- punerea arcului în contact strîns cu un dielectric de răcire,
- destinderea bruscă a gazelor în care arde arcul,
- divizarea arcului în arce scurte, în serie, printr-un grătar de plăci metalice.

Punerea în contact a arcului cu mediul de stingere se realizează fie folosind energia arcului (de exemplu la majoritatea întrerupătoarelor cu ulei), fie energia unei surse exterioare (de exemplu la întrerupătoarele cu aer comprimat).

In figura VII.64 s-a prezentat schematic construcţia unor tipuri de camere de stingere, care ilustrează principalele moduri de întrerupere a arcului în întrerupătoare de înaltă tensiune:

a - întrerupere simplă în ulei, cu două locuri de întrerupere;

b - cameră de stingere electromagnetică, în care arcul este mişcat în ulei prin acţiunea asupra sa a unui cîmp magnetic, condus de nişte plăci în formă de U şi creat chiar de curentul arcului;

c - cameră de stingere în ulei simplă, cu suflaj longitudinal;

d,e,f - camere de stingere cu suflaj longitudinal de ulei;

g,h - camere de stingere cu suflaj transversal de ulei;

i - cameră de stingere cu producerea gazelor de suflaj de arc prin încălzirea pereţilor dielectrici ai camerei;

j - cameră de stingere cu şicane din material răcitor ceramic;

k - cameră de stingere cu suflaj forţat, uleiul fiind pus în mişcare de o sursă de energie exterioară;

m,n - camere de stingere cu aer comprimat.

Suflajul realizat cu o sursă exterioară de energie are eficacitate şi la întreruperea unor curenţi relativ mici. La

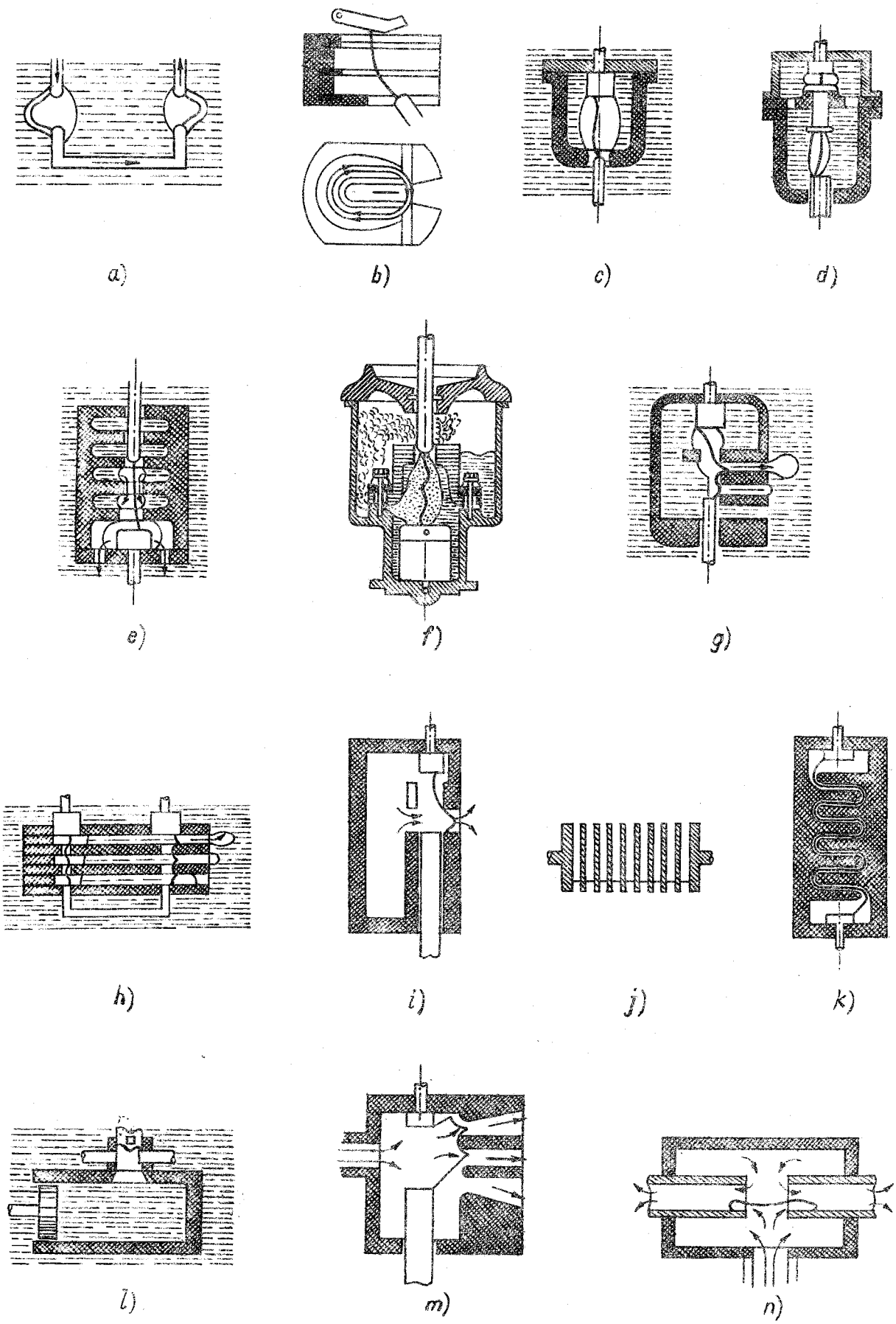


Fig. VII.64. Tipuri de camere de stingere.

întreruperea curenţilor capacitivi, acest fapt este avantajos, pentru că împiedică reaprinderea arcului, dar la întreruperea curenţilor inductivi mici (curentul de mers în gol al unui transformator), suflajul intens accelerează anularea curentului, producînd supratensiuni în inductivităţi.

4. Contacte electrice. Contacte electrice sînt legături între căile de curent care asigură o bună trecere a curentului; ele au rezistenţă mică, iar încălzirea lor nu depăşeşte limita admisibilă. Contactele electrice sînt elemente constitutive de cea mai mare importanţă ale aparatelor şi ale instalaţiilor electrice. Construcţia şi execuţia lor greşită poate cauza pagube foarte mari.

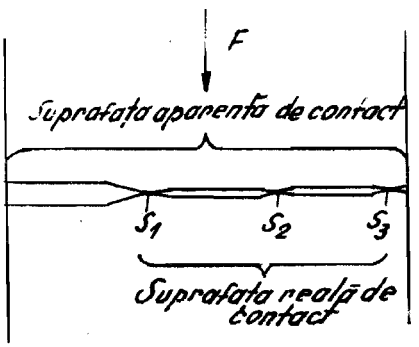


Fig. VII.65. Suprafaţa de contact.

Contactele sînt:
- rigide (ce nu se desfac),
- mobile, ce se desfac,
- mobile, ce nu se desfac.

Intotdeauna legătura de contact se realizează printr-o suprafaţă.

Aparent însă contactul poate fi de trei feluri:
- punctiform (exemplu: sferă-plan, con-plan),
- liniform (exemplu: plan-cilindru după generatoare),
- de suprafaţă (plan-plan).

Suprafaţa aparentă de contact la primele două este zero. Suprafaţa reală de contact este însă diferită de zero la toate tipurile de contacte şi independentă de forma exterioară a contactelor. Aceasta se explică prin aceea că suprafaţa contactelor, oricît de fin ar fi ele prelucrate, prezintă proeminenţe (fig. VII.65) şi acestea vin în atingere, într-un număr şi suprafaţă cu atît mai mare, cu cît forţa aplicată asupra contactelor este mai mare. La mărirea forţei, suprafaţa reală de contact $S(=\Sigma s)$ creşte datorită deformării plastice a materialului. De aceea

$$S = \frac{F}{\sigma'}, \qquad \text{(VII.131)}$$

σ' fiind rezistenţa la curgere, deci o mărime constantă şi cunoscută.

a. Rezistenţa de contact. Rezistenţa de contact este rezistenţa suplimentară între două secţiuni ale căii de curent care cuprind contactul, faţă de rezistenţa care ar exista între aceleaşi secţiuni dacă contactele ar fi sudate.

Rezistenţa de contact se datoreşte parţial unei oxidări superficiale a contactelor, însă mai ales strangulării liniilor de curent (figura VII.66). Aceasta din urmă este calculabilă (vezi şi problema rezistenţei prizei de pământ, din acest capitol, punctul F, fig. VII.19). Avem pentru un loc de contact

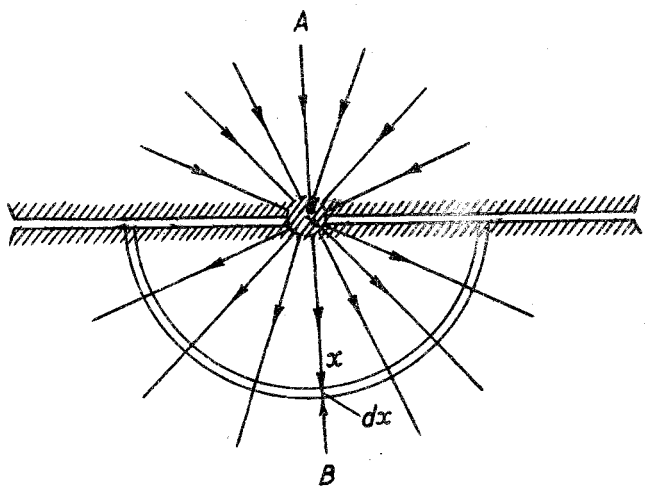


Fig. VII.66. Contact printr-o sferă conductoare de rază a.

$$R = 2R' = 2\int_a^{\infty} \frac{\rho\, dx}{2\pi x^2} = \frac{\rho}{\pi a} \quad . \qquad \text{(VII.132)}$$

Pentru n locuri de contact rezultă rezistenţa de contact

$$R_c = \frac{R}{n} = \frac{\rho}{\pi a n} \quad . \qquad \text{(VII.133)}$$

La contacte punctiforme se poate presupune, în mod idealizat că n = 1, sau că n nu creşte cu mărirea forţei de apăsare pe contacte. Cum $s = \pi a^2$, rezultă din (VII.131), că a este proporţional cu $\sqrt{F}$, şi deci, din (VII.133)

$$R_c = \frac{c'}{\sqrt{F}} \quad . \qquad \text{(VII.134)}$$

La contacte de suprafaţă, dimpotrivă, se poate presupune, ca un caz extrem, că la mărirea forţei F suprafeţele individuale de contact nu se schimbă, însă se modifică numărul lor n, proporţional cu forţa. In acest caz, rezultă din (VII.133)

$$R_c = \frac{c''}{F} \quad . \qquad \text{(VII.135)}$$

Faţă de cazurile extreme (VII.134) şi (VII.135), situaţia reală va putea fi exprimată de relaţia

$$R_c = \frac{c}{F^m} \quad (m = 0{,}5 \ldots 1). \qquad \text{(VII.136)}$$

Constantele c şi m sînt date în tabele, în manuale de specialitate, în funcţie de felul contactelor.

Se observă deci că rezistenţa de contact nu depinde de suprafaţa aparentă de contact şi este determinată în primul rînd de forţa de contact. Totuşi alegerea unor dimensiuni potrivite pentru contacte este de mare importanţă pentru a se putea asigura înmagazinarea căldurii produse în regim tranzitoriu şi evacuarea căldurii, fără ca temperatura să crească prea mult.

Pentru asigurarea forţei de contact necesare, contactele trebuie să fie prevăzute cu arcuire. Forţa resortului accelerează sistemul mobil la deschiderea întrerupătorului, fără să fie însă, bineînţeles, suficientă pentru a asigura şi îndepărtarea completă a contactelor, pentru care se cere o altă sursă de energie (resort, aer comprimat).

La curenţi mari, rezistenţa de contact trebuie să fie de ordinul de $10^{-6}\ \Omega$, altfel căldura produsă la contacte devine prea mare. Astfel, la $R_c = 10^{-4}\ \Omega$ şi $I = 10^3$ A

$$P = R_c\, I^2 = 10^{-4} \cdot (10^3)^2 = 100\ \text{W}.$$

b. <u>Incălzirea contactelor</u>. Temperatura maximă a contactelor apare în dreptul suprafeţei elementare de contact. Ea nu poate fi măsurată direct. In cazul configuraţiei din figura VII.66, supratemperatura la suprafaţa sferei cu raza a se poate calcula însă uşor în funcţie de căderea de tensiune totală pe perechea de contacte.

Căderea de temperatură pe o distanţă dx produsă de fluxul de căldură

$$p_x = R_x\, I^2 \qquad \text{(VII.137)}$$

care străbate emisfera de raza x, este

$$d\Theta = p_x \frac{dx}{K \cdot 2\pi x^2} = p_x \cdot d\, R_{term} = \frac{p_x\, d\, R_x}{\rho K}. \qquad \text{(VII.138)}$$

Relaţia (VII.138) scrisă sub forma

$$\frac{p_x}{2\pi x^2} = K \frac{d\theta}{dx}$$

exprimă faptul că densitatea fluxului caloric este proporţională cu gradientul de temperatură. Coeficientul K reprezintă conductibilitatea termică. Rezistenţa termică

$$d R_{term} = \frac{dx}{K \cdot 2\pi x^2}$$

este proporţională cu rezistenţa electrică

$$d R_x = \frac{\rho dx}{2\pi x^2} .$$

Inlocuind (VII.137) în (VII.138) se obţine prin integrare diferenţa de tenperatură faţă de tenperatura într-un punct îndepărtat al conductorului

$$\theta - \theta_0 = \int d\theta = \frac{I^2}{\rho K} \int_{R_x=0}^{R_x=R'} R_x dR_x = \frac{I^2 R'^2}{2\rho K} = \frac{U'^2}{2\rho K} = \frac{U^2}{8\rho K} . \quad (VII.139)$$

Prin măsurarea căderii de tensiune supratemperatura maximă poate fi deci uşor controlată.

Conductibilitatea electrică $\frac{1}{\rho}$ şi cea termică K avînd la bază mişcarea electronilor sînt conform legii lui Wiedemann-Franz proporţionale între ele. Pentru metale de mare conductibilitate rezultă

$$\rho K \cong 2{,}4 . 10^{-8} T , \quad (VII.140)$$

T fiind temperatura absolută. Prin urmare

$$\theta - \theta_0 \cong \frac{U^2}{19{,}2 . 10^{-8} T} . \quad (VII.141)$$

Astfel, de exemplu, la U = 0,03 V cînd contactele nu se încălzesc mult (T ≅ 290° K) se obţine

$$\theta - \theta_0 \cong \frac{0{,}03^2}{19{,}2 . 10^{-8} . 290} = 16 \text{ grade.}$$

La tensiuni mai mari, contactele se încălzesc mult. Astfel
- la U = 0,12 ...0,3 V contactele de cupru se înmoaie,
- la U = 0,43 V contactele de cupru se topesc la locul de contact (θ = 1 065 grade).

In urma topirii contactelor în punctele de contact, suprafeţele elementare de contact se măresc, astfel încît θ şi U nu mai cresc, decît dacă contactele se îndepărtează. Atunci se poate produce vaporizarea contactelor şi un arc între ele, cu o tensiune de arc în jur de 10 V. Prin arc se produce un transport de metal între contacte, perlarea şi uzura contactelor.

Rezistenţa contactelor este funcţie de temperatura lor. Temperatura medie, din punctul de vedere al influenţei asupra rezistenţei se poate considera (pe bază experimentală) egală cu $\frac{2}{3}$ din cea maximă. Prin urmare

$$R = R_0 \left(1 + \frac{2}{3} \alpha \theta \right) , \qquad \text{(VII.142)}$$

α fiind coeficientul de temperatură al rezistenţei pentru metalul respectiv.

c. Probleme constructive. Forţa elastică prin care se realizează forţa de apăsare la contacte trebuie să apară cu o valoare finită încă din primul moment al atingerii contactelor. Altfel, rezistenţa de contact este la început relativ mare. In acest scop este necesar ca resortul de contact să aibă o săgeată iniţială (x_0 în fig. VII.67) asigurînd astfel o forţă minimă P_0. Este important ca resortul să nu fie nici prea rigid, deoarece atunci se poate produce vibraţia contactelor, ceea ce înseamnă îndepărtarea lor temporară după stabilirea contactului, deci cînd curentul poate fi foarte mare. Aceasta produce încălzirea şi topirea contactelor la suprafaţă şi sudarea lor, cînd în urma închiderii, temperatura scade sub cea de topire.

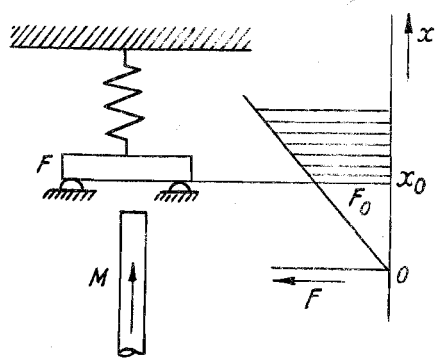


Fig. VII.67. Arcuirea contactelor.

Suprafaţa aparentă de contact, sau linia aparentă de contact este de interes din punctul de vedere al încălzirii. Ea se alege pe baza unei densităţi de curent: J = o,o8...o,15 A/mm^2, respectiv J = 1o...25 A/mm.

Materialul contactelor este de cele mai multe ori cuprul. In aer, pentru a preveni oxidarea, contactele de cupru se argintează. Stratul de argint nu rezistă însă la acţiunea arcului, din care cauză numai contactele principale se argintează. In ulei, argintarea nu este necesară. In figura VII.68 sînt reprezentate trei perechi de contacte în paralel. Contactele principale (1) sînt masive, ele conduc în mod normal cea mai mare parte a curentului. La deschiderea întrerupătorului, ele se deschid întîi. Conducerea curentului este preluată de contactele de uzură (2), din care cauză între contactele principale nu se produce arc electric. La deschiderea contactelor de uzură, curentul trece prin contactele de rupere (3) care au în serie bobina de suflaj B. Căderea de tensiune pe această bobină poate produce un mic arc pe contactele de uzură. Intreruperea circuitului se face prin întreruperea arcului dintre contactele (3).

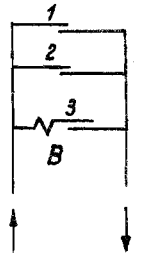


Fig.VII.68. Contacte în paralel.

Contactele de întrerupere sînt cel mai solicitate de acţiunea arcului. De aceea, ele se acoperă uneori cu un strat de metal cu punct de topire ridicat: molibden, wolfram, tungsten. In ultimul timp se folosesc aliaje metalo-ceramice, formate din pulbere de Ag sau Cu, amestecată şi presată cu pulbere de W sau Mo. Liantul de Ag sau Cu asigură conductibilitatea electrică şi termică ridicată, iar partea de W sau Mo rezistenţa la acţiunea arcului.

C a p i t o l u l V I I I

STABILITATEA SISTEMELOR ELECTRICE

A. PROBLEMA STABILITATII

La mărirea puterii care se transmite printr-o linie se constată uneori fenomene neobişnuite: curentul creşte brusc, ca la un scurtcircuit, turaţia generatoarelor se modifică, protecţia prin relee acţionează, cu un cuvînt se pierde sincronismul. Aceste fenomene de nestabilitate apar fie la mărirea continuă, lentă a puterii, fie în urma unei avarii, a unui scurtcircuit urmat de deconectare şi eventual de reconectare. Există prin urmare o problemă de stabilitate statică şi o problemă de stabilitate dinamică. A doua limitează în general mai mult puterea ce se poate transmite printr-o linie decît stabilitatea în condiţiile măririi lente a sarcinii şi cum scurtcircuitele sînt întotdeauna posibile, problema stabilităţii dinamice este de importanţă deosebită pentru sistemele electrice. În situaţia cînd timpul este senin şi scurtcircuitele nu sînt probabile, sau la linii cu cabluri, este de interes să se cunoască şi limita stabilităţii statice. Aceasta din urmă se determină şi relativ uşor, problemele dinamice fiind în general mai complicate decît acelea unde fenomenele variază lent.

În primele exploatări electroenergetice s-au constatat pendulări din cauza maşinilor cu piston (maşini cu abur cu piston sau compresoare cu piston). Cauza pendulărilor a fost deci variaţia cuplului mecanic. Azi, asemenea pendulări apar rar, locul maşinilor cu piston fiind ocupat în general de turbine (respectiv turbocompresoare).

Problemele de stabilitate au fost mai puţin importante la începutul acestui secol, deoarece, din lipsa reglării ten-

siunii, reactanţele au fost mici, deci legăturile între centrale relativ puternice. Mai tîrziu, crescînd curenţii de scurtcircuit şi, existînd posibilităţi de reglare a tensiunii şi de asemenea pentru a reduce costul generatoarelor (generatoarele sincrone cu reactanţă mică deci reacţie slabă au întrefier mare, deci necesită amperspire multe de excitaţie şi sînt relativ scumpe) s-au mărit reactanţele. A rezultat o slăbire a interconexiunii, îndeosebi la puteri mari transmise la distanţe mari, sau la linii de legătură slabe între două sisteme puternice.

Astfel problema stabilităţii a ajuns de mare importanţă la proiectarea şi exploatarea sistemelor electrice.

1. Definiţii. Funcţionarea stabilă este aceea la care se menţine sincronismul maşinilor care merg în paralel. Stabilitatea depinde de mărimea puterii transmise şi determină o putere maximă, care în condiţii date se mai poate transmite printr-o linie, fără ruperea sincronismului sau cu recîştigarea sincronismului. Ea determină o putere limită: capacitatea de transport a liniei sau limita stabilităţii statice sau dinamice. Această putere reprezintă o limită numai sub un anumit aspect; există puteri limită din punctul de vedere al pierderii de tensiune, al încălzirii, al exploatării economice etc. Cum în condiţiile actuale la linii aeriene încălzirea în regim normal este mică, iar pierderile de tensiune pot fi mari fiind corectate prin reglarea tensiunii la transformatoare, stabilitatea a devenit o problemă deosebit de importantă pentru aprecierea capacităţii de transport:

- stabilitatea statică determină o putere maximă în condiţiile în care puterea este mărită lent, lăsînd excitaţia generatorului neschimbată sau reglînd-o pentru a menţine constantă tensiunea la borne,
- stabilitatea dinamică determină o putere maximă în regimul anterior scurtcircuitului, la care, în condiţii bine determinate (după un scurtcircuit de un anumit fel, într-un anumit loc, deconectat după un anumit timp, fără sau cu reconectarea liniei avariate) sincronismul se poate încă recîştiga.

Capacitatea de transport nu este dată deci de o singură putere, ci, dimpotrivă, există limite distincte de stabilitate, corespunzînd unor condiţii bine determinate. Cu cît condiţiile avariei sînt mai grave (scurtcircuit la mai multe faze, de durată mai lungă, fără reconectare etc.) cu atît sistemul este zguduit mai puternic, cu atît şansele recîştigării sincronismului după avarie se micşorează. Cu cît însă puterea transmisă a fost mai mică, cu atît întreruperea de după scurtcircuit se resimte mai puţin şi deci sincronismul se poate redobîndi mai uşor. Prin urmare la avarii grave, puterea limită este mică. Trebuie subliniat aici că problema are un aspect economic, deoarece nu este corect să se exploateze linia sub cea mai mică limită a puterii, numai pentru a asigura stabilitatea în condiţiile cele mai grave, dar rare. Astfel, se ştie că scurtcircuitele trifazate sînt rare. De aceea, se va considera ca o putere limită din punctul de vedere al stabilităţii dinamice, acceptabilă sub aspect economic, aceea care corespunde unui scurtcircuit 2FN sau chiar 2F. O capacitate de transport şi mai mare rezultă dacă se consideră numai scurtciruite monofazate, însă exploatarea liniei cu o asemenea putere mare ar duce la pierderea stabilităţii la orice alt fel de scurtcircuit, deci circa la 30% din totalul cazurilor, ceea ce în general nu este admisibil din punct de vedere economic, în special dacă lipsesc alte linii de alimentare.

2. <u>Problema unui sistem de două maşini</u>. Sistemele electrice sînt în general complexe, avînd numeroase centrale interconectate. Este admisibil în general ca maşinile dintr-o centrală să fie înlocuite cu un generator echivalent, presupunînd, în mod justificat, că maşinile din aceeaşi centrală, în special dacă sînt de puteri apropiate, oscilează în acelaşi fel, fiind strîns (adică cu reactanţe mici) legate de aceleaşi bare. Totuşi, şi în acest fel, sistemul conţine mai multe maşini. Uneori acestea se pot grupa în două grupuri şi atunci sistemul se poate echivala cu un ansamblu de numai două maşini sincrone: un generator şi un motor sincron (fig. VIII.1,a). Acest sistem simplu prezintă avantajul că permite efectuarea unor calcule simple, că stabilitatea se poate aprecia uşor pe baza criteriului suprafeţelor egale (pct. B.6.a) şi că se

poate reprezenta sugestiv printr-un model mecanic. De fapt el se poate reduce la un sistem format dintr-o singură maşină şi bare de putere infinită (fig. VIII.1,b şi c), deci şi mai simplu. Deşi în realitate asemenea situaţii simple nu apar prea des, totuşi prezentarea lor este de mare interes, pentru că ele permit o mai bună înţelegere a fenomenelor.

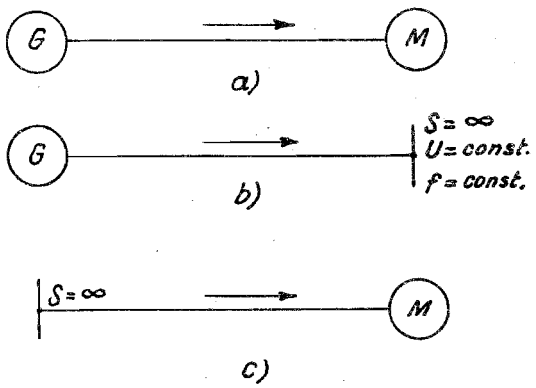


Fig. VIII.1. a) Sistem generator-motor; b) generator care debitează pe bare de putere infinită; c) motor alimentat de la un sistem (bare) de putere infinită.

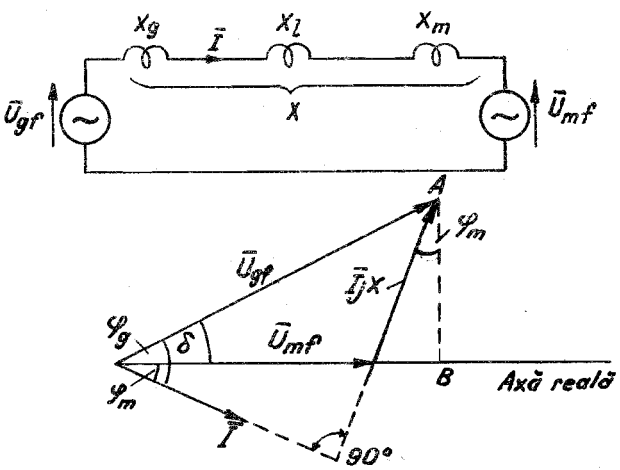


Fig. VIII.2. Sistem generator-motor sincron.

Sistemul de două maşini din figura VIII.1,a se reprezintă, pentru o singură fază, în figura VIII.2. Pentru simplificare s-au neglijat rezistenţele faţă de reactanţe (g = generator, ℓ = linie, m = motor), iar reactanţele interioare ale maşinilor s-au scos în exterior; prin urmare $\bar{U}_{gf}$ şi $\bar{U}_{mf}$ reprezintă tensiunile interioare, după reactanţele respective; astfel ele sînt constante, la modificarea sarcinii active sau reactive (contrar tensiunii la borne).

Puterea transmisă (pe o fază) este

$$P_f = U_{gf}\, I \cos \varphi_g = U_{mf}\, I \cos \varphi_m \,.$$

In figura VIII.2 se citeşte însă

$$AB = IX \cos \varphi_m = U_{gf} \sin \delta \,,$$

de unde

$$I \cos \varphi_m = \frac{U_{gf} \sin \delta}{X} .$$

Rezultă expresia puterii

$$P_f = \frac{U_{gf} U_{mf}}{X} \sin \delta , \qquad (VIII.1)$$

sau pentru cele trei faze

$$P = 3 P_f = \frac{U_g U_m}{X} \sin \delta . \qquad (VIII.2)$$

Aici singura variabilă este δ . Aceasta este avantajul relaţiei faţă de aceea în care apare şi I şi φ , deci două variabile. Din (VIII.2) puterea maximă este

$$P_{max} = \frac{U_g U_m}{X} . \qquad (VIII.3)$$

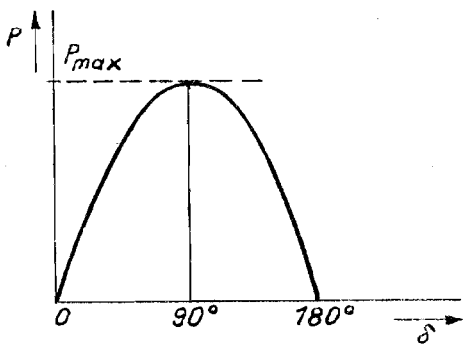


Fig. VIII.3. Caracteristica P-δ .

Ea scade deci la o legătură slabă, adică cu reactanţă mare de legătură între centrale. Figura VIII. 3 reprezintă pe P = f(δ), corespunzător relaţiei (VIII.2).

Relaţia (VIII.1) poate fi obţinută şi în felul următor:

Avem

$$\bar{U}_{gf} = \bar{U}_{mf} + \bar{I}\, j\, X ,$$

sau

$$\bar{I} = \frac{\bar{U}_{gf} - \bar{U}_{mf}}{j\, X} . \qquad (VIII.4)$$

Valoarea conjugată a puterii aparente complexe este

$$\hat{S}_f = P_f - j\, Q_f = \hat{U}_{gf}\, \bar{I} , \qquad (VIII.5)$$

deoarece

$$\bar{U}_{gf} = U_{gf} \angle \alpha_{U_g} ,$$
$$\bar{I} = I \angle \alpha_I ,$$
$$\varphi_g = \alpha_{U_g} - \alpha_I$$

şi deci

$$\hat{U}_{gf}\,\bar{I} = U_{gf}\underline{|-\alpha_{U_g}} \cdot I\underline{|\alpha_I} = U_{gf}\,I\underline{|-\varphi_g} =$$

$$= U_{gf}\,I\cos\varphi_g - j\,U_{gf}\,I\sin\varphi_g = P_f - j\,Q_f .$$

Prin urmare, luînd partea reală din (VIII.5) şi ţînînd seama de (VIII.4) rezultă

$$P_f = \mathrm{Re}\,(\hat{U}_{gf}\,\bar{I}) = \mathrm{Re}\,(\hat{U}_{gf}\,\frac{\bar{U}_{gf} - \bar{U}_{mf}}{j\,X}) =$$

$$= \mathrm{Re}\,(\frac{U_{gf}^2}{jX} - \frac{U_{gf}\,U_{mf}}{j\,X}\underline{|-\delta}) = \frac{U_{gf}\,U_{mf}}{X}\sin\delta .$$

S-a regăsit deci relaţia (VIII.1). Acest mod de calcul al puterii transmise prezintă avantajul că se poate aplica şi la cazuri mai dificile decît cel din figura VIII.2, după cum se va dezvolta ulterior.

Dacă Ω este viteza unghiulară de rotaţie a maşinii sincrone, asupra rotorului va acţiona un cuplu dat de puterea electrică

$$C = \frac{P}{\Omega} .$$

Acest cuplu are tendinţă de a frîna generatorul şi de a accelera motorul.

În afară de puterea electrică, asupra rotorului mai acţionează şi o putere mecanică P_m, dînd un cuplu mecanic $C_m = \frac{P_m}{\Omega}$. Aceasta are tendinţa de a accelera generatorul şi de a frîna motorul electric. Obiectul cercetării în probleme de stabilitate este rotorul maşinii sincrone cuplat cu rotorul turbinei de antrenare sau cu mecanismul antrenat. Se consideră deci un ansamblu de elemente în rotaţie, cuplate între ele. Asupra acestui ansamblu, denumit pe scurt rotor, acţionează în sensuri diferite cele două puteri: cea mecanică P_m şi cea electrică P, respectiv cuplurile C_m şi C. Figura VIII.4 reprezintă schematic situaţia pentru un grup turbogenerator.

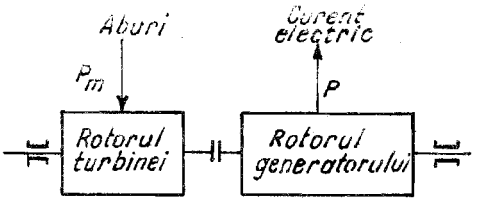


Fig. VIII.4. Puterile care acţionează pe rotorul unui grup turbogenerator.

Împreună cu rotorul generatorului se roteşte fluxul care îl înlănţuie, iar rigid legat de acesta se poate considera că se roteşte un vector al tensiunii induse $\bar{U}_{gf}$ (respectiv $\bar{U}_{mf}$ la motor). Vectorul tensiunii interioare reprezintă deci chiar rotorul în mişcarea sa. În figura VIII.5,a s-a indicat sensul pozitiv de rotaţie a rotorului şi a tensiunii $\bar{U}_{gf}$. Pentru ca diagrama vectorială să nu se rotească se obişnuieşte să se considere o axă de timp care se roteşte în sens contrar. Referindu-ne la rotor, pentru a-l menţine pe loc, va trebui să-l privim dintr-un sistem de observaţie care el însuşi se roteşte, şi anume cu viteză absolut uniformă, viteza sincronă Ω_n. Dacă rotorul pendulează, deci obţine viteze suprasincrone şi subsincrone, acest lucru va apărea în sisteme de observaţie ca o deplasare a rotorului, respectiv a tensiunii $\bar{U}_{gf}$ care îl reprezintă, în sensul pozitiv indicat în figura VIII.5,a, sau în sens contrar. În figura VIII.5,a s-au mai indicat şi sensurile pozitive pentru puterile şi cuplurile mecanice şi electrice care acţionează asupra rotorului generatorului. Situaţia corespunzătoare pentru un rotor de motor este dată în figura VIII,5, b.

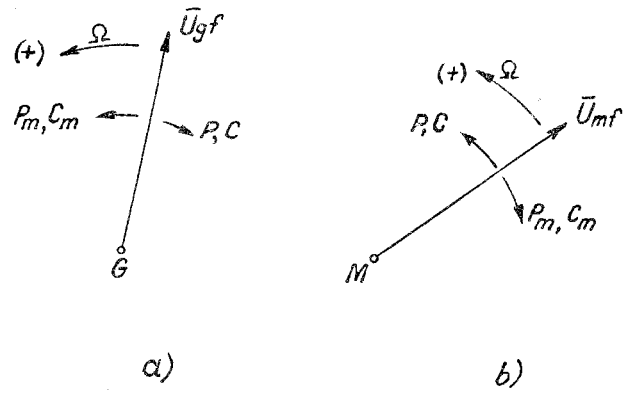


Fig. VIII.5. Sensuri pozitive.

3. <u>Noţiunea de putere infinită</u>. Să considerăm o maşină sincronă de putere foarte mare, la limită: de putere infinită. O asemenea maşină va avea o turaţie riguros constantă, deoarece din cauza inerţiei mari, mişcarea rotorului nu poate fi perturbată. Această turaţie, sincronă, de inerţie va servi ca reper pentru urmărirea oscilaţiilor turaţiei altor maşini. Maşina de putere infinită va avea tensiunea la borne constantă, deoarece reactanţa unei astfel de maşini tinde către zero, deci nici chiar curenţii de scurtcircuit, la scurtcircuite care nu sînt la bornele sale, nu pot produce căderi de tensiune sesizabile. Adesea se vorbeşte de un sistem de putere

infinită. Acesta are un sistem de bare de putere infinită, analoge cu bornele generatorului de putere infinită. Sistemul de putere infinită constă din centrale foarte puternice interconectate cu linii de înaltă tensiune. Barele de putere infinită se caracterizează deci prin

$$U = \text{const.} \quad \text{şi}$$
$$f \ (\text{sau } \Omega) = \text{const.}$$

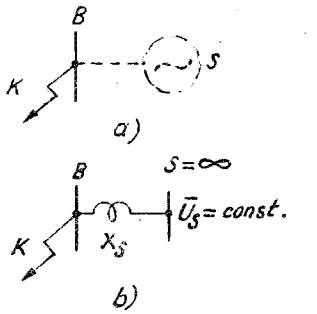


Fig.VIII.6.Reprezentarea sistemului printr-o reactanţă de scurtcircuit.

Un caz particular al sistemului din două maşini este acela cînd una din maşini se înlocuieşte cu bare de putere infinită (fig. VIII.1, b şi c).

Sistemele reale nu au putere infinită. Ele se caracterizează prin puterea de scurtcircuit la un sistem de bare dat. In figura VIII.6,a sistemul s-a reprezentat printr-un generator sincron S, iar în figura VIII.6,b printr-o reactanţă X_s şi bare de putere infinită de tensiune U_s. La un scurtcircuit în K (barele B), avem

$$S_{sc} = \sqrt{3}\, U_s\, I_{sc} = \sqrt{3}\, U_s \cdot \frac{U_s/\sqrt{3}}{X_s} = \frac{U_s^2}{X_s} ,$$

de unde

$$X_s = \frac{U_s^2}{S_{sc}} .$$

In unităţi relative, cu $U_s = 1$, se obţine

$$X_s = \frac{1}{S_{sc}} . \qquad \text{(VIII.6)}$$

4. <u>Puterea mecanică</u>. Puterea mecanică este în general funcţie de turaţie. La o turbină, regulatorul de turaţie modifică admisia pentru ca turaţia să varieze în limite res - trînse. La oscilaţiile rotorului însă dacă nu se pierde stabilitatea, turaţia se modifică în general numai puţin (cu cel mult 1%), iar modificările sînt de scurt timp şi îşi schimbă sensul. De aceea, regulatorul de turaţie nu intervine, iar puterea mecanică rămîne constantă (fig. VIII.7).

5. Reactanţele şi tensiunile generatoarelor. S-a stabilit expresia puterii maxime (VIII.3) ce se poate transmite între două maşini sincrone

$$P_{max} = \frac{U_g U_m}{X} .$$

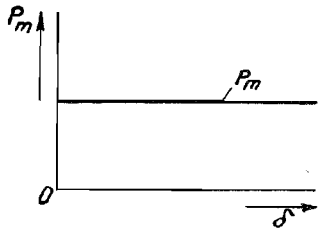


Fig. VIII.7. Puterea mecanică se consideră constantă.

În expresia lui X sînt cuprinse şi reactanţele celor două maşini sincrone

$$X = X_g + X_\ell + X_m .$$

Nu s-a precizat însă care reactanţă şi tensiune se introduce în aceste relaţii.

La fenomenele privind problemele de stabilitate statică, în rotor nu circulă decît curentul de excitaţie. Tensiunea interioară, constantă dacă I_e = const., este deci U_e. Prin urmare în acest caz, X_g (sau X_m) este egal cu reanctanţa sincronă X_s.

La fenomene dinamice, de oscilaţii, rotorul se deplasează faţă de cîmpul rotitor de reacţie, însă relativ încet, din care cauză nu apar curenţi liberi decît în înfăşurarea de excitaţie. Prin urmare, reactanţa X_g care vine în considerare este cea tranzitorie X' (nu cea subtranzitorie, din lipsa curenţilor liberi din înfăşurarea de amortizare!). Tensiunea interioară constantă U_g corespunzătoare este U_δ .

Avem aşadar:

- la fenomene statice: $U_g = U_e$, $X_g = X_s$,
- la fenomene dinamice: $U_g = U_\delta$, $X_g = X'$.

6. Stabilitatea statică. Problema poate fi urmărită cu ajutorul figurii VIII.8. Presupunem I_e = const., deci o singură caracteristică $P - \delta$ pentru puterea electrică. Corespunzător figurii VIII.5,a există echilibru cînd cele două cupluri C şi C_m care acţionează asupra rotorului în sensuri diferite sînt egale. Atunci turaţia se menţine constantă. Avem deci, la echilibru

$$P = P_m .$$

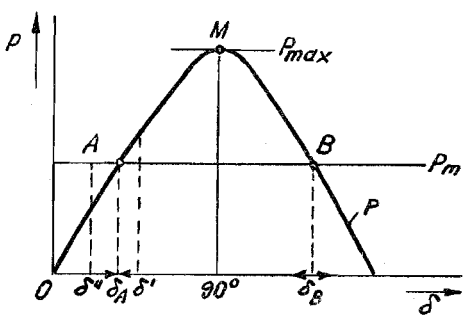


Fig. VIII.8. Echilibrul stabil şi nestabil la problema stabilităţii statice.

Condiţia este satisfăcută în punctele A şi B din figura VIII.8. Echilibrul în punctul A este stabil, pentru următorul motiv:

Să considerăm că din cauza unei perturbări oarecare, δ a luat valoarea $\delta' > \delta_A$. Atunci $P > P_m$, adică apare un cuplu rezultant de frînare care micşorează pe δ pînă la poziţia de echilibru δ_A. Dacă considerăm poziţia $\delta'' < \delta_A$, rezultă $P < Pm$, deci un cuplu rezultant care măreşte pe δ pînă la valoarea δ_A.

In punctul B echilibrul este nestabil, deoarece la o perturbare care modifică pe δ în raport cu valoarea δ_B, iau naştere cupluri care tind să mărească şi mai mult devierea unghiulară.

Pentru ambele cazuri, sensul deplasărilor în jurul poziţiilor de echilibru este indicat prin săgeţi pe axa absciselor.

Locul punctelor A de echilibru stabil este ramura OM a sinusoidei. Ea este parcursă mărind treptat puterea, prin mărirea lentă şi simultană a cuplurilor mecanice la generator şi motor. In punctul M se atinge limita puterii care se poate transmite electric între cele două maşini. La $\delta = 90^o$ se pierde stabilitatea statică. Pentru siguranţă nu se admite funcţionarea în apropierea acestui punct. Se poate admite $P \cong \frac{2}{3} P_{max}$, verificînd însă şi stabilitatea dinamică.

7. Stabilitatea dinamică. Pornind de la un punct de funcţionare stabil A (fig. VIII.8), un generator poate să iasă din sincronism în urma unor oscilaţii, a unei creşteri a unghiului δ, datorită unui şoc de putere, ce apare prin modificarea puterii electrice transmise prin reţea. Modificările caracteristicii $P - \delta$ se datoresc apariţiei scurtcircuitului deconectării liniei avariate şi eventual reconectării acesteia. Vom nota caracteristicile corespunzătoare cu indicii a, b şi c, după cum urmează:

a : regimul normal de funcţionare, înainte de avarie, sau după reconectarea liniei deconectate,

b : regimul de scurtcircuit,

c : regimul cu porţiunea scurtcircuitată deconectată.

Ele s-au reprezentat în figura VIII.9. Punctul iniţial de funcţionare A, cu $\delta = \delta_0$, se obţine cu caracteristica a şi dreapta P_m.

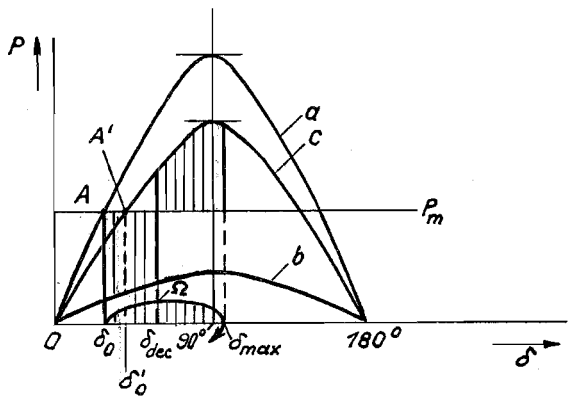


Fig. VIII.9. Caracteristici P-δ la diferite regimuri de funcţionare.

Avem

$$P_m = P_{max_a} \sin \delta_0 ,$$

de unde

$$\sin \delta_0 = \frac{P_m}{P_{max_a}} \qquad \text{(VIII.7)}$$

a. <u>Modificarea reactanţei de legătură</u>. Prima modificare a reactanţei de legătură apare prin reactanţa de avarie X_3, care se conectează la locul de scurtcircuit K(fig. VIII.1o). In regimul normal avem

$$X_a = X_1 + X_2 .$$

Prin conectarea reactanţei de avarie (figura VIII.1o,c) apare steaua 123 K, care se poate transforma într-un triunghi echivalent (fig. VIII.1o,d). Avem

$$X_{12} = X_1 + X_2 + \frac{X_1 X_2}{X_3} . \qquad \text{(VIII.8)}$$

Reactanţele X_{13} şi X_{23} sînt conectate direct la tensiunile constante $\bar{U}_{gf}$, respectiv $\bar{U}_{mf}$. Ele absorb puteri reactive, deci nu modifică cuplurile maşinilor. De aceea, ele pot să nu fie luate în consi-

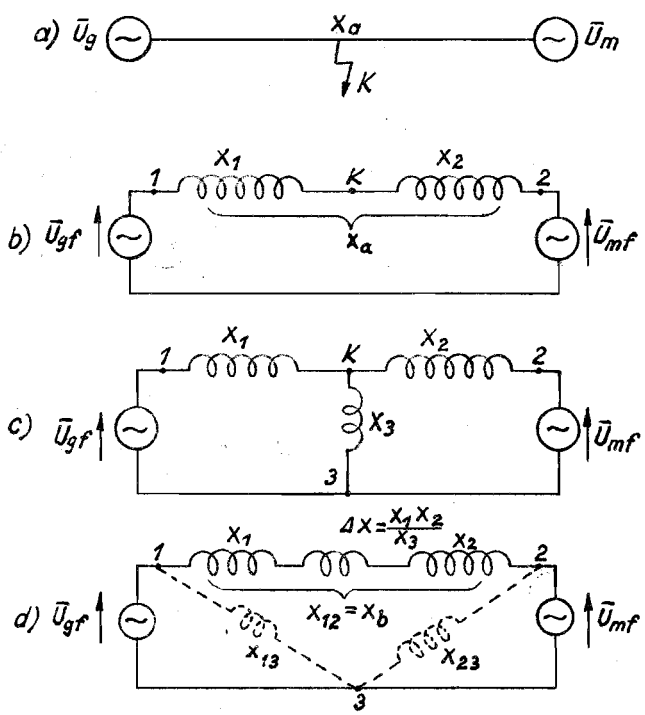


Fig. VIII.1o. Modificarea reactanţelor de legătură datorită şuntului de avarie.

derare: în figura VIII.1o,d ele s-au reprezentat punctat şi pot fi omise complet. Prin urmare reactanţa de legătură în regim de scurtcircuit va fi

$$X_b = X_{12} = X_1 + X_2 + \Delta X, \qquad \text{(VIII.9)}$$

unde

$$\Delta X = \frac{X_1 X_2}{X_3}. \qquad \text{(VIII.1o)}$$

Reactanţa (şuntul) de avarie măreşte deci reactanţa de legătură din regimul normal cu reactanţa suplimentară dată de relaţia (VIII.1o) şi slăbeşte astfel (vezi relaţia VIII.3) şi caracteristica b din fig. VIII.9 legătura dintre centrale. Cu cît scurtcircuitul atinge mai multe faze, cu atît X_3 este mai mic şi deci legătura între centrale mai slabă. La un scurtcircuit trifazat $X_3 = o$, $\Delta X = \infty$, $P_{maxb} = o$: caracteristica sinusoidală $P - \delta$ devine o dreaptă ce se confundă cu axa abscise-lor.

La o rupere de conductoare s-a arătat că în schema de secvenţă directă se intercalează o reactanţă ΔX cu atît mai mare cu cît numărul de conductoare întrerupte este mai mare (1,2 sau 3). Situaţia seamănă deci cu aceea a unui scurtcircuit (relaţia VIII.9). La o întrerupere trifazată $\Delta X = \infty$, $P_{maxb} = o$, întocmai ca la scurtcircuitul trifazat.

Prezentarea de mai sus a modificării elementului de legătură între centrale s-a făcut în ipoteza că pierderile sînt neglijabile. Cazul general, cînd impedanţele nu se reduc la reactanţe, va fi tratat mai tîrziu. De asemenea şi problema altor modificări de regimuri (deconectarea liniei, deconectarea pe fază) se va examina mai tîrziu, pe baza unor exemple.

b. <u>Curbe de oscilaţii</u>. In figura VIII.9 s-a reprezentat prin haşură verticală puterea acceleratoare

$$\Delta P = P_m - P, \qquad \text{(VIII.11)}$$

care se datoreşte modificării puterii electrice: apariţia scurtcircuitului la $\delta = \delta_o$ şi deconectarea liniei scurtcircuitate la $\delta = \delta_{dec}$. In regimul b, avînd $\Delta P > 0$, turaţia creşte, peste valoarea sincronă şi deci creşte şi δ. În regimul c, la

$\delta = \delta_{dec}$ (aici $\Omega = \Omega_{max}$), turaţia nu se modifică brusc, din cauza inerţiei, rămînînd suprasincronă, însă din ce în ce mai mică, deoarece $\Delta P < 0$ şi apare deci o frînare. Turaţia fiind suprasincronă δ creşte mai departe şi atinge valoarea maximă δ_{max}, cînd turaţia a revenit la valoarea sincronă Ω_n. Apoi turaţia devine subsincronă şi δ se micşorează. Se vor produce astfel oscilaţii în jurul noului punct de echilibru A', avînd $\delta = \delta'_0$. In figura VIII.9 s-a reprezentat şi turaţia Ω, astfel ca axa absciselor să reprezinte valoarea Ω_n. Cu alte cuvinte, ordonatele haşurate indică surplusul de viteză unghiulară, faţă de cea sincronă.

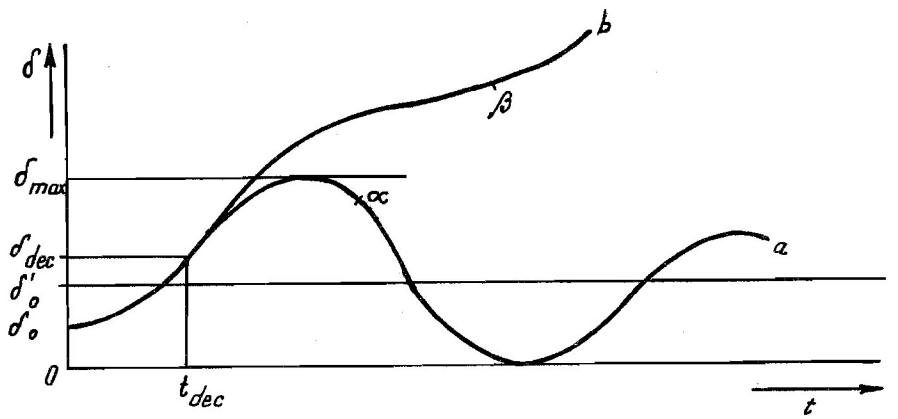


Fig. VIII.11. Curbe de oscilaţii.

Este de interes să se reprezinte δ funcţie de timp. Pentru cazul din figura VIII.9 rezultă curba a din figura VIII.11, reprezentînd oscilaţii amortizate în jurul lui δ'_0. Dacă P_{max} are valoare mai mică decît cea reprezentată în figura VIII.9, frînarea poate fi insuficientă pentru a readuce turaţia la valoarea sincronă: atunci δ creşte tot timpul, generatorul tinde să se ambaleze, sincronismul s-a pierdut. **Cele două curbe, δ funcţie de t,** din figura VIII.11 se numesc curbe de oscilaţii. Ele indică dacă sincronismul se menţine sau se pierde. Este suficient să se indice curba de oscilaţie pînă în momentul notat cu α respectiv cu β pentru a putea trage concluzii: în cazul cînd curba se prezintă ca şi curba a din figura VIII.11, în punctul α se vede că δ a început să se micşoreze; în cazul unei curbe ca b, în punctul β se vede că δ nu va prezenta un maximum.

8. Analogia mecanică. Problema stabilităţii unui sistem din două maşini poate fi modelată sugestiv în felul indicat în figura VIII.12. Corespondenţa o vom nota cu semnul ÷

Avem (fig.VIII.12,a şi b):

- tensiunile de fază U_{gf}, U_{mf}, ΔU_f ÷ lungimile l_g, l_m, l_r,
- curentul I ÷ forţa F_r transmisă de resort,
- reactanţa X ÷ constanta k a resortului.

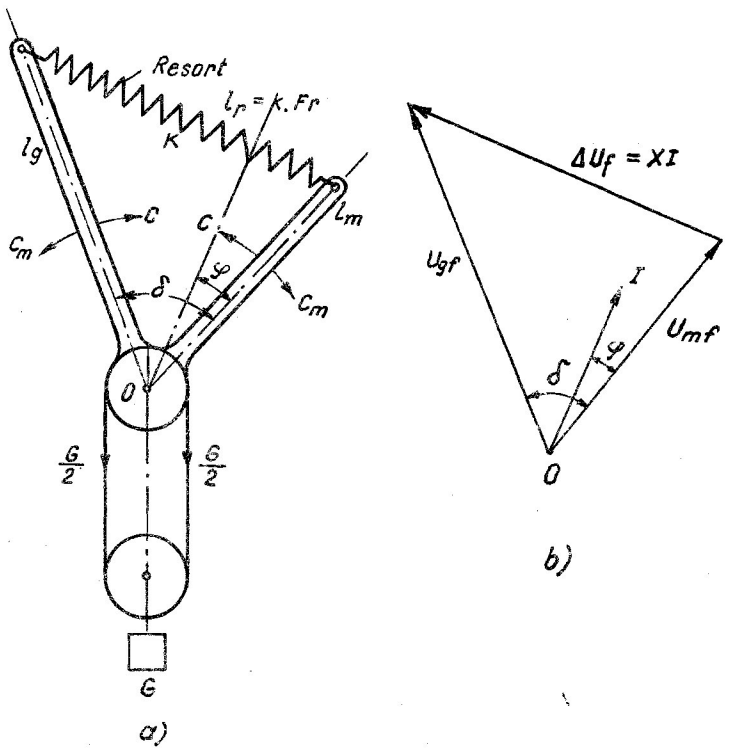


Fig. VIII.12. Model mecanic.

Braţele modelului sînt în echilibru, ca şi rotoarele maşinilor sincrone sub acţiunea a două cupluri: C_m, produse de tensiunea $\frac{G}{2}$ a capătului de fir care acţionează pe o rolă solidară cu braţul considerat şi C, produs de forţa resortului

$$C = F_r(l_m \cos\varphi) \div I\, U_{mf} \cos\varphi = P_f = \frac{U_{gf}\, U_{mf}}{X} \sin\delta \div$$

$$\div \frac{l_g l_m}{k} \sin\delta = C_{max} \sin\delta .$$

Prin urmare cuplurile din model reproduc cuplurile şi puterile, electrice şi mecanice din sistem. Resortul este elementul analog (chiar şi prin modul de reprezentare!) cu reactanţa de legătură: el transmite cuplul între cele două braţe ale modelului, pe cînd linia cu reactanţa X transmite puterea electrică între cele două maşini.

Si anumite modificări în reţea pot fi realizate pe modelul mecanic. Astfel, un scurtcircuit în K (fig. VIII.12,a) se reproduce printr-un resort, care reprezintă reactanţa de avarie, legat între K şi O (axa de rotaţie). Evident, prin aceasta se micşorează cuplul transmis între braţele modelului. Legarea directă a punctului K de O (astfel ca cele două puncte să se suprapună) corespunde unui scurtcircuit trifazat şi anulează cuplul. Dimpotrivă, un braţ rigid între K şi O corespunde unei maşini sincrone cu tensiune proprie constantă într-un punct al liniei şi măreşte stabilitatea. Atunci unghiul limită pentru δ poate fi mai mare de 90^{o}, linia fiind de fapt divizată în două, cu unghiurile δ_1 şi δ_2, care trebuie să fie sub 90^{o}.

Dacă braţele şi rolele au un moment de inerţie potrivit, ele pot oscila ca şi rotoarele celor două maşini sincrone.

Modelul mecanic este util pentru scopuri demonstrative şi mai puţin pentru cercetări în cazuri practice concrete.

B. STABILITATEA DINAMICĂ

Problema stabilităţii dinamice se rezolvă studiind mişcarea rotorului maşinii sincrone (cuplat cu rotorul turbinei).

1. <u>Ecuaţia mişcării</u>. Avem

$$I \frac{d\Omega}{dt} = \Delta C = C_m - C \ , \qquad \text{(VIII.12)}$$

unde

$$I = \frac{GD^2}{4} \left[kg\ m^2 \right] \qquad \text{(VIII.13)}$$

este momentul de inerţie, iar

$$\Omega = \frac{\omega}{p} \ , \qquad \text{(VIII.14)}$$

viteza unghiulară de rotaţie, cu valoarea nominală, sincronă

$$\Omega_n = \frac{\omega_n}{p} = \frac{2\pi f}{p} = \frac{314}{p} \ ,$$

cu $f = 50$ Hz, în sistemele europene.

Înmulţind (VIII.12) cu Ω_n şi ţinînd seama de (VIII.14), se obţine

$$M \frac{d\omega}{dt} = \Delta C \Omega_n \cong \Delta C \Omega = \Delta P = P_m - P \qquad \text{(VIII.15)}$$

sau

$$M \frac{d^2\delta}{dt^2} = \Delta P = P_m - P, \qquad \text{(VIII.16)}$$

δ fiind unghiul electric, iar

$$M = \frac{I\omega_n}{p^2} \qquad \text{(VIII.17)}$$

o constantă, numită constantă de inerţie.

Se defineşte constanta de timp mecanică T, timpul în care maşina, pornind de la repaus, se accelerează cu un cuplu ΔC egal cu cel nominal, (calculat cu puterea aparentă nominală), la turaţia nominală. Din (VIII.15)

$$T = \int dt = \int_0^{\omega_n} \frac{M}{S_n} d\omega = \frac{M\omega_n}{S_n}, \qquad \text{(VIII.18)}$$

de unde

$$M = \frac{T \cdot S_n}{\omega_n} . \qquad \text{(VIII.19)}$$

Constanta de timp se mai poate pune sub forma

$$T = \frac{I\omega_n^2}{S_n p^2} = \frac{I\Omega_n^2}{S_n} = 2 \frac{W_n}{S_n},$$

unde Wn reprezintă energia cinetică $\frac{I\Omega_n^2}{2}$ înmagazinată la turaţie nominală.

Pentru a obţine ecuaţia mişcării în unităţi relative se împarte (VIII.15) cu S_n:

$$\frac{M\omega_n}{S_n} \cdot \frac{d\left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)}{dt} = \frac{\Delta P}{S_n},$$

sau

$$T \frac{d\omega^*}{dt} = T \frac{d\Omega^*}{dt} = \Delta P^*, \qquad \text{(VIII.20)}$$

sau

$$\frac{d\omega^*}{dt} = \Delta P^* , \qquad \text{(VIII.21)}$$

unde

$$\omega^* = \frac{\omega}{\omega_n} = \frac{\Omega}{\Omega_n} = \Omega^* ,$$

$$\Delta P^* = \frac{\Delta P}{S_n} ,$$

$$t^* = \frac{t}{T} .$$

În relaţia (VIII.20) T are rolul constantei de inerţie; în relaţia (VIII.21) unitatea pentru timp este T[s], iar constanta de inerţie este 1; acceleraţia şi puterea acceleratoare sînt numeric egale.

În general nu se folosesc unităţi relative decît pentru puteri; δ se exprimă în grade (electrice), iar t în secunde. Avem

$$\delta = \delta^0 \frac{\pi}{180} .$$

Făcînd această înlocuire în (VIII.16) se obţine

$$\frac{d^2\delta^0}{dt^2} = \frac{\Delta P\ 180}{\pi M} = \frac{\Delta P^* S_n\ 180}{\pi M} = \frac{\Delta P^*\ 180 \omega_n}{T\pi} = \frac{\Delta P^* \cdot 180^0}{T} = \alpha^0 . \qquad \text{(VIII.22)}$$

Acceleraţia α^0 [grade.s^{-2}] este deci invers proporţională cu T.

Considerînd şi inerţia turbinei, avem în medie pentru T [s]

p →	1	2
Turbo	10...12	14...18
Hidro	4...8	

2. <u>Problema generală la un sistem complex</u>. Fie un sistem format din mai multe maşini (centrale). Avem (relaţia VIII.16)

$$M_1 \frac{d^2\delta_1}{dt^2} = \Delta P_1 = P_{m_1} - P_1 ,$$
$$M_2 \frac{d^2\delta_2}{dt^2} = \Delta P_2 = P_{m_2} - P_2 \qquad \text{(VIII.23)}$$
$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

Referitor la aceste ecuaţii se pot face următoarele observaţii:

- Înainte de scurtcircuit, puterile au valorile iniţiale date: P_{1o}, P_{2o}, ..., iar δ_1, δ_2,... sînt constante, deci derivatele lor sînt nule; prin urmare $P_{m1} = P_{1o}$, $P_{m2} = P_{2o}$,..., adică puterile mecanice sînt cunoscute, fiind egale cu puterile electrice iniţiale.

- Puterile electrice P_1, P_2,... depind de toate unghiurile δ_1, δ_2,..., adică

$$\begin{aligned} P_1 &= P_1(\delta_1, \delta_2, \ldots), \\ P_2 &= P_2(\delta_1, \delta_2, \ldots), \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{aligned} \qquad \text{(VIII.24)}$$

Aceste funcţii depind şi de configuraţia reţelei şi deci se modifică prin apariţia şuntului de avarie, a deconectării unei linii sau vreo altă modificare în reţea; ele se pot exprima analitic, dar mai simplu, puterile se pot citi pe un model de reţea de curent alternativ pe care se reglează δ_1, δ_2, ...

- Ecuaţiile diferenţiale nu se pot rezolva în general pe cale analitică, ele permit însă să se stabilească o relaţie de recurenţă pentru rezolvarea numerică; această relaţie serveşte la calculul lui δ după un interval de timp Δt (considerat adesea egal cu o,o5 s), fiind cunoscute valorile anterioare ale lui δ.

- Rezolvarea ecuaţiilor ne dă numeric, adică tabelar sau sub formă grafică pe δ_1, δ_2,... în funcţie de t; stabilitatea sau lipsa ei rezultă urmărind deplasările relative $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$, $\delta_{13} = \delta_1 - \delta_3$, $\delta_{23} = \delta_2 - \delta_3$,... în funcţie de t; nici una din aceste diferenţe nu are voie să crească nelimitat, fiind totuşi admis ca unghiurile δ_1, δ_2,... să crească oricît; aceasta rezultă chiar dintr-o foarte mică modificare a frecvenţei.

Rezolvarea sistemului de ecuaţie (VIII.23) se face astfel:

1) Fiind date puterile iniţiale se determină δ_{1o}, δ_{2o},... Această determinare se face greu pe cale analitică, fiind necesar să se rezolve sistemul de ecuaţii neliniare (VIII.24). Se preferă deci să se folosească un model de reţea de curent alternativ. Se reţine că $P_{m1} = P_{1o}$, $P_{m2} = P_{2o}$,...

2) Se introduc pe model sau în relaţiile (VIII.24) modificările produse de apariţia scurtcircuitului. Unghiurile δ_1, δ_2,... nu se modifică brusc, din cauza inerţiei. Deci cu valorile lor anterioare (adică δ_{1o}, δ_{2o},...) se determină, prin măsurare pe model, sau prin calcul din (VIII.24) noile puteri electrice P_1, P_2,... Rezultă ΔP_1, ΔP_2,...

3) Se calculează cu ajutorul formulei de recurenţă δ_1, δ_2,... după un interval de timp $\Delta t = 0{,}05$ s.

4) Se repetă operaţia de la punctul 2 astfel: cu noile valori δ_1, δ_2,... se determină noi puteri electrice P_1, P_2,... şi noi puteri acceleratoare $\Delta P_1, \Delta P_2$,...

5) Se repetă calculul de la punctul 3 şi 4.

Prin urmare, după o fază iniţială (punctul 1), se repetă succesiv cele două faze de la punctele 2 (determinarea puterilor, analitic sau experimental) şi 3 (calculul deplasărilor unghiulare într-un interval de timp scurt).

Indicaţiile de mai sus pot servi, într-o formă corespunzător adaptată, drept program pentru o maşină electronică numerică de calcul. Aceasta rezolvă ecuaţiile diferenţiale pas cu pas, prin integrare numerică, adică tocmai în modul indicat mai sus. Azi se consideră la fel de potrivite modelele de reţea de curent alternativ (adică maşinile de calcul analogice) şi maşinile electronice numerice pentru studiul problemelor reţelelor electrice complexe; modelele de reţea sînt mai intuitive, mai directe, însă maşinile numerice de calcul pot da rezultate mai exacte. Costul calculelor este de acelaşi ordin în ambele cazuri.

Intervalul de timp $\Delta t = 0{,}05$ s a rezultat ca fiind potrivit pentru calcule numerice, deoarece un interval mai scurt mărind numărul de intervale măreşte şi volumul calculelor, iar la calcule cu rigla apar erori care se cumulează, iar un interval mai lung ($\Delta t \gg 0{,}1$ s) introduce erori mari, pentru că în acest timp δ şi deci şi P variază sensibil.

3. Integrarea numerică. Exemplu. Ne propunem să integrăm numeric ecuaţia (VIII.22)

$$\frac{d^2\delta^o}{dt^2} = \alpha^o ,$$

unde

$$\alpha^{o} = \frac{\Delta P^{*} \cdot 18\ 000}{T} \qquad \text{(VIII.25)}$$

este presupus cunoscut.

Figura VIII.13 reprezintă axa de timp, gradată din o,o5 în o,o5 secunde. Presupunem că fenomenele s-au urmărit (s-au calculat) pînă la sfîrşitul celui de-al (n-1)-lea interval inclusiv ($\frac{t}{\Delta t} = n-1$). Se cere să se calculeze δ^{o}_{n}.

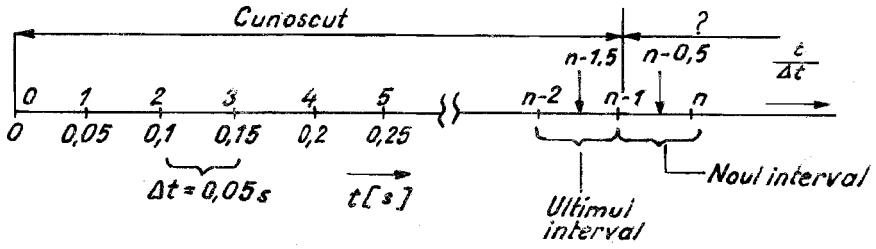


Fig. VIII.13.

Admitem că într-un interval oarecare α^{o} variază puţin. De aceea, el se poate considera constant în intervalul respectiv şi egal cu valoarea de la mijlocul sau chiar de la începutul intervalului. Astfel, în primul interval (VIII.22), ne dă prin integrare

$$\boxed{\delta^{o}_{1} = \delta^{o}_{o} + \frac{\alpha^{o}_{o}\ \Delta t^{2}}{2}\ .} \qquad \text{(VIII.26)}$$

Integrînd (VIII.22) între limitele $\frac{t}{\Delta t} = n-1,5$ şi $\frac{t}{\Delta t} = n-o,5$ se obţine

$$\left(\frac{d\,\delta^{o}}{dt}\right)_{n-o,5} - \left(\frac{d\,\delta^{o}}{dt}\right)_{n-1,5} = \int_{n-1,5}^{n-o,5} \alpha^{o}\, dt = \alpha^{o}_{n-1}\, \Delta t. \qquad \text{(VIII.27)}$$

In această relaţie, α^{o}_{n-1} reprezintă valoarea medie a acceleraţiei în intervalul de la (n-1,5) la (n-o,5). Dacă α^{o} nu suferă discontinuitate la (n-1) atunci această valoare medie este chiar valoarea de la $\frac{\Delta t}{t} = n-1$; dacă α^{o} variază la (n-1) brusc de la valoarea $\alpha^{o}_{(n-1)-}$ la valoarea $\alpha^{o}_{(n-1)+}$, atunci valoarea medie este

$$\alpha^{o}_{n-1} = \frac{\alpha^{o}_{(n-1)-} + \alpha^{o}_{(n-1)+}}{2}\ . \qquad \text{(VIII.28)}$$

Într-adevăr, din (VIII.27)

$$\alpha^{o}_{n-1} = \frac{1}{\Delta t}\int_{n-1,5}^{n-0,5} \alpha^{o} dt = \frac{1}{\Delta t}\left\{ \int_{n-1,5}^{n-1} \alpha^{o} dt + \int_{n-1}^{n-0,5} \alpha^{o}\, dt \right\} \cong$$

$$\cong \frac{1}{\Delta t}\left\{ \alpha^{o}_{(n-1)-} \frac{\Delta t}{2} + \alpha^{o}_{(n-1)+} \frac{\Delta t}{2} \right\} = \frac{\alpha^{o}_{(n-1)-} + \alpha^{o}_{(n-1)+}}{2} .$$

In (VIII.27)

$$\left(\frac{d\delta^{o}}{dt}\right)_{n-0,5} = \frac{\delta^{o}_{n} - \delta^{o}_{n-1}}{\Delta t} ,$$

$$\left(\frac{d\delta^{o}}{dt}\right)_{n-1,5} = \frac{\delta^{o}_{n-1} - \delta^{o}_{n-2}}{\Delta t} . \qquad \text{(VIII.29)}$$

Introducînd aceste valori în (VIII.27) se obţine

$$\delta^{o}_{n} - \delta^{o}_{n-1} = \delta^{o}_{n-1} - \delta^{o}_{n-2} + \alpha^{o}_{n-1} \cdot \Delta t^{2} . \qquad \text{(VIII.30)}$$

Creşterea lui δ^{o} în noul interval diferă deci de creşterea din ultimul interval prin termenul $\alpha^{o}_{n-1} \cdot \Delta t^{2}$. Din (VIII.30) se obţine

$$\boxed{\delta^{o}_{n} = \delta^{o}_{n-1} + (\delta^{o}_{n-1} - \delta^{o}_{n-2}) + \alpha^{o}_{n-1} \cdot \Delta t^{2} .} \qquad \text{(VIII.31)}$$

Aceasta este relaţia de recurenţă aplicată la punctele 3,5 etc. de la paragraful precedent pentru determinarea noilor poziţii unghiulare ale rotoarelor. Trebuie observat însă, că aici indicii la δ^{o} au altă semnificaţie decît în acel paragraf.

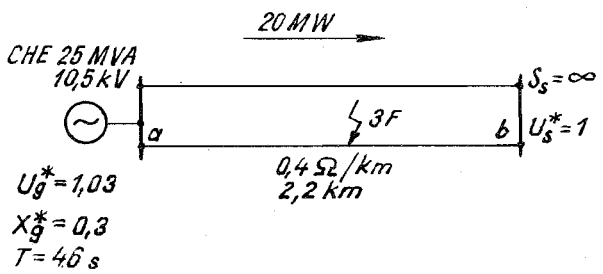


Fig.VIII.14.

Relaţia (VIII.31) trebuie să fie valabilă evident şi pentru primul interval (n-1). Avem: $\delta^{o}_{n-1} = \delta^{o}_{o}$, $\delta^{o}_{n-2} = \delta^{o}_{o}$ (căci la $t \leq 0$ rotorul nu a oscilat), $\alpha^{o}_{(n-1)-} = o$ (căci înainte de ivirea scurtcircuitului $\Delta P = o$), $\alpha^{o}_{(n-1)+} = \alpha^{o}_{o}$ (valoare corespunzătoare lui $\Delta P \neq 0$ din cauza modificării puterii electrice datorită scurtcircuitului). Cu aceste va-

lori relaţia (VIII.31) se reduce la (VIII.26), după cum era de aşteptat.

Prezentăm, în continuare, pentru ilustrarea metodei un exemplu de calcul.

Fie dat sistemul din figura VIII.14. Se cere să se determine curba de oscilaţii, pentru cazul unui scurtcircuit trifazat la mijlocul unei linii, ştiind că scurtcircuitul se deconectează după 0,4 s în punctele a şi b.

Se calculează întîi elementele schemei, în unităţi relative. Reactanţa unui circuit de linie va fi

$$\frac{0,4 \cdot 2,2}{\frac{10,5^2}{25}} = 0,2.$$

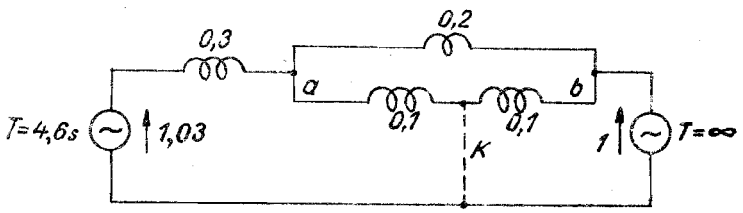


Fig. VIII.15.

Rezultă deci schema echivalentă din figura VIII.15. Reactanţele de legătură vor fi deci:

- în regim normal

$$X_a^* = 0,3 + \frac{0,2}{2} = 0,4 ,$$

- în timpul scurtcircuitului (vezi fig. VIII.16 şi relaţia VIII.8)

$$X_b^* = 0,3 + 0,2 + \frac{0,3 \cdot 0,2}{0,1} = 1,1 ,$$

- după scoaterea de sub tensiune a circuitului avariat

$$X_c^* = 0,3 + 0,2 = 0,5 .$$

Puterile maxime vor fi (fig. VIII.17)

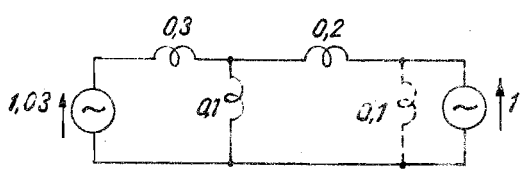


Fig.VIII.16.

$$P^*_{max_a} = \frac{1,03 \cdot 1}{0,4} = 2,58 ,$$

$$P^*_{max_b} = \frac{1,03 \cdot 1}{1,1} = 0,936 ,$$

$$P^*_{max_c} = \frac{1,03 \cdot 1}{0,5} = 2,06 ,$$

iar cele acceleratoare

$$\Delta P_a^* = P_m^* - P_a^* = 0{,}8 - 2{,}58 \sin\delta ,$$
$$\Delta P_b^* = P_m^* - P_b^* = 0{,}8 - 0{,}936 \sin\delta ,$$
$$\Delta P_c^* = P_m^* - P_c^* = 0{,}8 - 2{,}06 \sin\delta .$$

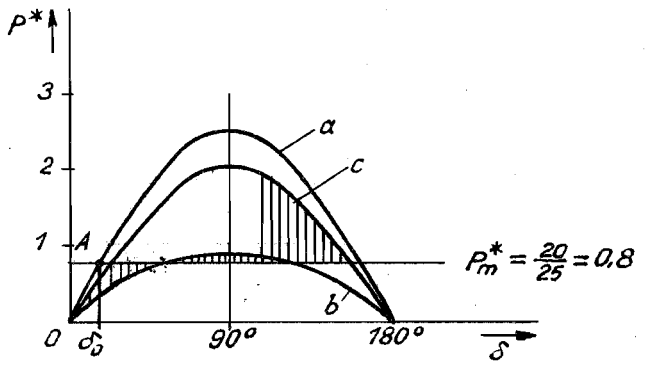


Fig.VIII.17.

Cum înainte de avarie $\Delta P_a^* = 0$, rezultă

$$\sin\delta_0 = \frac{0{,}8}{2{,}58} = 0{,}31 ,$$

$$\delta_0 = 18{,}1^0 .$$

În timpul scurtcircuitului se obţine din (VIII.25).

$$\alpha_b = \frac{\Delta P_b^* \cdot 18\,000}{T} = \frac{(0{,}8 - 0{,}936 \sin\delta)\,18\,000}{4{,}6},$$

iar după întreruperea scurtcircuitului

$$\alpha_c = \frac{\Delta P_c^* \cdot 18\,000}{T} = \frac{(0{,}8 - 2{,}06 \sin\delta)\,18\,000}{4{,}6} .$$

Pentru relaţia de recurenţă (VIII.31) trebuie calculat, pentru intervalul de timp $\Delta t = 0{,}05$ s

$$\alpha_b \Delta t^2 = \frac{(0{,}8 - 0{,}936 \sin\delta)\,18\,000 \cdot 0{,}05^2}{4{,}6} = 7{,}82 - 9{,}14 \sin\delta ,$$

$$\alpha_c \Delta t^2 = \frac{(0{,}8 - 2{,}06 \sin\delta)\,18\,000 \cdot 0{,}05^2}{4{,}6} = 7{,}82 - 20{,}1 \sin\delta .$$

Pentru primul interval se foloseşte relaţia (VIII.26)

$$\delta_1 = \delta_0 + \frac{\alpha_0 \Delta t^2}{2} = 18{,}1^0 + \frac{7{,}82 - 9{,}14 \sin 18{,}1^0}{2} =$$

$$= 18{,}1^0 + 2{,}5^0 = 20{,}6^0 .$$

Apoi (relaţia VIII.31)

$$\delta_2 = \delta_1 + (\delta_1 - \delta_0) + \alpha_1 \Delta t^2 = 20{,}6^0 + 2{,}5^0 + (7{,}82 - 9{,}14 \sin 20{,}6^0) =$$

$$= 20{,}6^0 + 7{,}1^0 = 27{,}7^0 ,$$

$$\delta_3 = \delta_2 + (\delta_2 - \delta_1) + \alpha_2 \Delta t^2 = 27{,}7^0 + 7{,}1^0 + (7{,}28 - 9{,}14 \sin 27{,}7^0) =$$

$$= 27{,}7^0 + 10{,}7^0 = 38{,}4^0 \quad \text{etc.} \ldots\ldots$$

Calculul se efectuează în acest fel, pînă la t = 0,4 s, adică n = 8, cînd scurtcircuitul se întrerupe. Se obţine

n	0	1	2	3	4	5	6	7	8
t[s]	0	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40
δ^0	18,1	20,6	27,7	38,4	51,2	64,7	77,8	89,8	100,5

Pentru calculul lui δ_9 este necesar α_{med_8}

$$\alpha_{med_8} \Delta t^2 = \frac{(7{,}82 - 9{,}14 \sin \delta_8) + (7{,}82 - 20{,}1 \sin \delta_8)}{2} =$$

$$= 7{,}82 - 14{,}62 \sin \delta_8 = 7{,}82 - 14{,}62 \sin 100{,}5^0 = -6{,}6 \ .$$

Rezultă

$$\delta_9 = \delta_8 + (\delta_8 - \delta_7) + \alpha_{med_8} \Delta t^2 =$$

$$= 100{,}5^0 + (100{,}5^0 - 89{,}8^0) - 6{,}6^0 = 100{,}5^0 + 4{,}1^0 = 104{,}6^0 \ ,$$

apoi

$$\delta_{10} = \delta_9 + (\delta_9 - \delta_8) + \alpha_9 \Delta t^2 = 104{,}6^0 +$$

$$+ 4{,}1^0 + (7{,}82 - 20{,}1 \sin 104{,}6^0) = 104{,}6^0 - 7{,}5^0 = 97{,}1^0 .$$

Deja în acest moment (t = 0,5 s) se remarcă faptul că δ nu are o creştere nelimitată, deci prin deconectare s-a menţinut stabilitatea transportului. Pentru a se putea trasa curba de oscilaţii $\delta = f(t)$ s-au continuat calculele, obţinînd

n	*8*	*9*	*10*	*11*	*12*	*13*	*14*	*15*	*16*	*17*	*18*	*19*	*20*	*21*
t[s]	*0,40*	*0,45*	*0,50*	*0,55*	*0,60*	*0,65*	*0,70*	*0,75*	*0,80*	*0,85*	*0,90*	*0,95*	*1,00*	*1,05*
δ^0	*100,5*	*104,6*	*97,1*	*77,5*	*46,1*	*8*	*-25,1*	*-41,9*	*-37,5*	*-13,1*	*23,7*	*60,2*	*85,1*	*97,8*

Figura VIII.18 prezintă şi cazul unei întreruperi la t = = 0,65 s, care este prea întîrziată pentru ca stabilitatea să mai poată fi salvată.

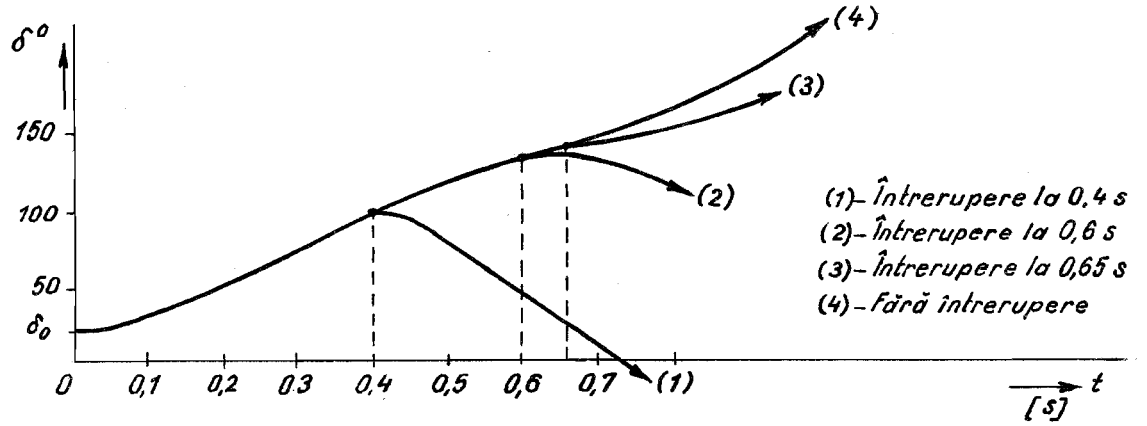


Fig. VIII.18.

4. Folosirea modelelor de curent alternativ. Cu ajutorul unui model de reţea de curent alternativ pot fi urmărite experimental, în condiţii analoge cu cele din realitate, fenomenele staţionare din reţea, cît şi cele tranzitorii, care se desfăşoară relativ lent, ca de exemplu acelea care apar la studii de stabilitate dinamică, cînd modificările poziţiilor unghiulare ale rotoarelor, deci modificările fazelor tensiunilor nu modifică caracterul sinusoidal al curenţilor şi tensiunilor. Modelul de curent alternativ poate reproduce elementele de reţea (linii, transformatoare, consumatori, bobine de reactanţă, generatoare) prin reactanţe şi rezistenţe longitudinale şi transversale, materializînd schemele lor echivalente. Modelarea generatoarelor este însă incompletă, deoarece rotoarele acestora intervin în fenomene tranzitorii prin oscilaţii, iar modelele de reţea de curent alternativ statice nu pot reproduce fenomenele mecanice, dinamice care apar la mase în mişcare. Acest lucru este posibil numai cu un model fizic, complicat şi costisitor, la care generatoarele se modelează tot cu generatoare de dimensiuni mici. La un model static - majoritatea modelelor de curent alternativ sînt de acest fel - generatoarele se reproduc prin reactanţa şi tensiunea lor interioară,

aceasta avînd faza corespunzătoare poziţiei unghiulare a rotorului. La oscilaţiile rotorului faza se modifică; pe model noua poziţie de fază trebuie potrivită corespunzător noii poziţii a rotorului. Aceasta din urmă însă nu rezultă cu ajutorul modelului, ci trebuie determinată prin calcul.

Prin urmare modelul static de curent alternativ poate reproduce succesiv diferite situaţii de moment din reţeaua reală. Prin aceasta prezintă avantajul, că oricare situaţie poate fi examinată cu cea mai mare atenţie, fără limită de timp. Trecerea de la o situaţie la alta necesită însă calcule (vezi relaţia VIII.31), astfel încît rezolvarea problemelor de stabilitate cu un model de curent alternativ se face folosind alternativ modelul şi relaţia de recurenţă (VIII.31), respectiv (VIII.26).

La modelul de reţea de curent alternativ este necesar să se realizeze tensiuni de orice fază şi mărime, impedanţe cu raportul $\frac{X}{R}$ mare, un sistem de măsură pentru curenţi, tensiuni, puteri active şi reactive şi unghiuri de fază, care să nu modifice circulaţia curenţilor din model.

Pentru obţinerea tensiunilor de alimentare de fază şi mărime dorită se pot folosi transformatoare speciale, alimentate în primar în triunghi de la un sistem trifazat simetric. Astfel, orice încărcare nesimetrică din secundar este compensată prin amperspire primare care încarcă cele două conductoare de fază la care este conectată înfăşurarea primară respectivă. În secundar se obţin tensiuni între un nul şi o bornă de ieşire cu defazaje din 10^{o} în 10^{o}, prin însumarea unor tensiuni parţiale culese de pe cele trei coloane ale transformatorului, deci avînd defazaje de 6 x 60^{o} (fig.VIII.19). Astfel tensiunea OB poate fi obţinută prin însumarea tensiunilor $O\alpha$ şi αB, defazate cu 60^{o}, dar şi prin multe alte combinaţii de tensiuni. Pentru a obţine o tensiune cu un defazaj intermediar OC, se conectează un autotransformator între bornele AB; tensiunea OC se culege între cursorul C şi borna de nul O. Tensiunea OC poate fi apoi modificată la o valoare corespunzătoare, fără a-i modifica faza, cu un autotransformator conectat între O şi C.

La construirea modelului de reţea, o problemă de mare importanţă este alegerea potrivită a scărilor. Evident, este avantajos, ca în model să se lucreze cu curenţi şi tensiuni mici (de exemplu $U_n \rightarrow$ 1oo V, $I_n \rightarrow$ 1oo mA), pentru că atunci modelul devine ieftin. Curenţii şi tensiunile din model nu se pot alege însă oricît de mici din două motive. In primul rînd, sistemul de măsură are un consum propriu care trebuie să fie neglijabil faţă de mărimile existente în reţeaua modelului. Apoi, impedanţele longitudinale de putere mică şi deci de dimensiuni mici au rezistenţă relativ mare, deci nu pot modela reactanţele generatoarelor sau ale transformatoarelor de putere mare. Folosirea la model a unei frecvenţe mărite (15o ... ...5oo Hz) îmbunătăţeşte raportul $\frac{X}{R}$, dar prezintă dificultăţi de realizare, din care cauză o bună parte a modelelor de curent alternativ se exploatează la f = 5o Hz.

5. <u>Expresiile generale ale puterilor electrice</u>. Puterile electrice debitate de generatoare depind de toate unghiurile $\delta_1, \delta_2, \ldots$ ale tensiunilor generatoarelor (relaţia VIII.24). In cele ce urmează vom prezenta expresia acestor puteri.

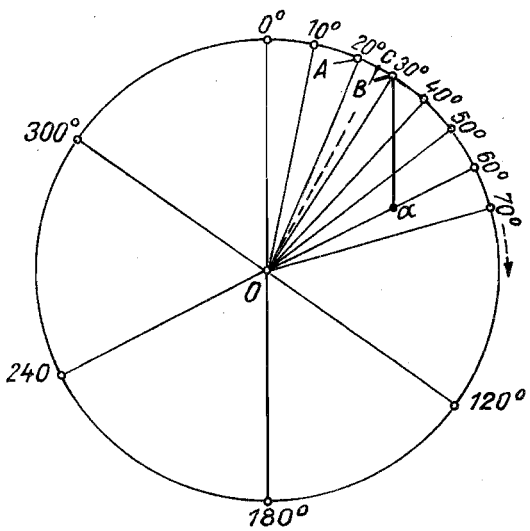


Fig. VIII.19. Obţinerea unor tensiuni defazate din 10° în 10°.

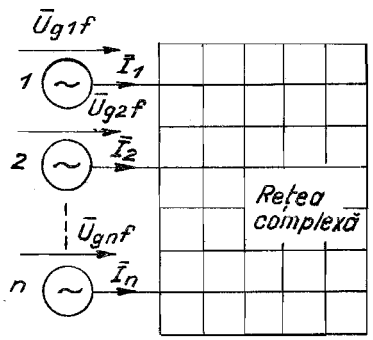


Fig. VIII.2o. Generatoare conectate la o reţea complexă.

In figura VIII.2o s-a reprezentat un sistem cu n maşini, dintre care o parte pot fi motoare. Reactanţele lor s-au inclus în reactanţele reţelei. Impedanţele reţelei fiind con-

stante, fiecare curent este, prin suprapunerea efectelor, funcţie liniară a tensiunilor tuturor generatoarelor

$$\begin{aligned}
\bar{I}_1 &= \frac{\bar{U}_{g1f}}{\bar{Z}_{11}} - \frac{\bar{U}_{g2f}}{\bar{Z}_{12}} - \frac{\bar{U}_{g3f}}{\bar{Z}_{13}} \dots - \frac{\bar{U}_{gnf}}{\bar{Z}_{1n}}, \\
\bar{I}_2 &= -\frac{\bar{U}_{g1f}}{\bar{Z}_{21}} + \frac{\bar{U}_{g2f}}{\bar{Z}_{22}} - \frac{\bar{U}_{g3f}}{\bar{Z}_{23}} \dots - \frac{\bar{U}_{gnf}}{\bar{Z}_{2n}}, \\
&\vdots \\
\bar{I}_n &= -\frac{\bar{U}_{g1f}}{\bar{Z}_{n1}} - \frac{\bar{U}_{g2f}}{\bar{Z}_{n2}} - \frac{\bar{U}_{g3f}}{\bar{Z}_{n3}} \dots + \frac{\bar{U}_{gnf}}{\bar{Z}_{nn}},
\end{aligned} \qquad \text{(VIII.32)}$$

$$\bar{Z}_{ij} = \bar{Z}_{ji}.$$

O impedanţă de forma $\bar{Z}_{ii}$ se numeşte impedanţă de intrare şi serveşte la determinarea curentului $\bar{I}_i$, cînd în afară de $\bar{U}_{gif}$ toate celelalte tensiuni sînt nule, generatoarele respective fiind scurtcircuitate. O impedanţă de forma $\bar{Z}_{ij}$ se numeşte impedanţă de transfer şi serveşte la determinarea curentului $-\bar{I}_i$ care curge înspre generatorul i scurtcircuitat, cînd în afară de $\bar{U}_{gjf}$ toate celelalte tensiuni, inclusiv $\bar{U}_{gif}$, sînt nule. Impedanţa $\bar{Z}_{ij}$, fiind egală cu $\bar{Z}_{ji}$, se poate defini şi prin intermediul curentului $-\bar{I}_j$ şi a tensiunii $\bar{U}_{gif}$.

Calculul impedanţelor de intrare şi de transfer se poate face astfel:

Pentru a determina pe $\bar{Z}_{ii}$ şi $\bar{Z}_{ij} = \bar{Z}_{ji}$ se consideră $-\bar{I}_j$ cunoscut (egal de exemplu cu 1) şi toate tensiunile, în afară de $\bar{U}_{gif}$ nule. Se calculează apoi din aproape în aproape tensiunile şi curenţii din reţea. Rezultă astfel $\bar{U}_{gif}$ şi $\bar{I}_i$, proporţionale cu $\bar{I}_j$, şi prin urmare

$$\bar{Z}_{ii} = \frac{\bar{U}_{gif}}{\bar{I}_i} \quad \text{şi} \quad \bar{Z}_{ij} = \bar{Z}_{ji} = -\frac{\bar{U}_{gif}}{\bar{I}_j}.$$

Impedanţa de intrare $\bar{Z}_{ii}$ este impedanţa echivalentă a sistemului măsurată dinspre bornele i.

Pentru calculele care urmează vom scrie dezvoltat

$$\bar{Z} = Z\, e^{j(90^\circ - \alpha)} = jZ\, e^{-j\alpha} = jZ \angle -\alpha. \qquad \text{(VIII.33)}$$

Expresia puterii active va fi deci

$$P_{1f} = \mathrm{Re}(\hat{U}_{g1f}\bar{I}_1) = \mathrm{Re}\left(\frac{\hat{U}_{g1f}\,\bar{U}_{g1f}}{\bar{Z}_{11}} - \frac{\hat{U}_{g1f}\,\bar{U}_{g2f}}{\bar{Z}_{12}} \ldots - \frac{\hat{U}_{g1f}\,\bar{U}_{gnf}}{\bar{Z}_{1n}}\right),$$

$$P_{2f} = \mathrm{Re}(\hat{U}_{g2f}\,\bar{U}_2) = \mathrm{Re}\left(-\frac{\hat{U}_{g2f}\,\bar{U}_{g1f}}{\bar{Z}_{21}} + \frac{\hat{U}_{g2f}\,\bar{U}_{g2f}}{\bar{Z}_{22}} \ldots - \frac{\hat{U}_{g2f}\bar{U}_{gnf}}{\bar{Z}_{2n}}\right)$$

.....

sau

$$P_{1f} = \mathrm{Re}\left(\frac{U_{g1f}^2}{jZ_{11}}\underline{|\alpha_{11}} - \frac{U_{g1f}U_{g2f}}{jZ_{12}}\underline{|-(\delta_1 - \delta_2 - \alpha_{12})} \ldots\right),$$

$$P_{2f} = \mathrm{Re}\left(-\frac{U_{g2f}U_{g1f}}{j\,Z_{21}}\underline{|-(\delta_2 - \delta_1 - \alpha_{21})} + \frac{U_{g2f}^2}{j\,Z_{22}}\underline{|\alpha_{22}} \ldots\right),$$

.....

sau

$$P_{1f} = \frac{U_{g1f}^2}{Z_{11}}\sin\alpha_{11} + \frac{U_{g1f}U_{g2f}}{Z_{12}}\sin(\delta_{12} - \alpha_{12}) + \ldots + \frac{U_{g1f}U_{gnf}}{Z_{1n}}\sin(\delta_{1n} - \alpha_{1n}),$$

$$P_{2f} = \frac{U_{g2f}U_{g1f}}{Z_{21}}\sin(\delta_{21} - \alpha_{21}) + \frac{U_{g2f}^2}{Z_{22}}\sin\alpha_{22} + \ldots + \frac{U_{g2f}U_{gnf}}{Z_{2n}}\sin(\delta_{2n} - \alpha_{2n}),$$

.....

unde

$$\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j,\ Z_{12} = Z_{21}, \ldots,\ \alpha_{12} = \alpha_{21}, \ldots$$

Trecînd la puteri totale se obţine

$$P_1 = \frac{U_{g1}^2}{Z_{11}}\sin\alpha_{11} + \frac{U_{g1}U_{g2}}{Z_{12}}\sin(\delta_{12} - \alpha_{12}) + \ldots, \quad \text{(VIII.34)}$$

$$P_2 = \frac{U_{g1}U_{g2}}{Z_{12}}\sin(\delta_{21} - \alpha_{12}) + \frac{U_{g2}^2}{Z_{22}}\sin\alpha_{22} + \ldots$$

.....

Aceste relaţii ne arată, că puterile debitate de generatoare depind, după cum s-a afirmat anterior, de tensiunile (valori şi faze) tuturor generatoarelor. Ele au şi o componentă constantă dacă unghiurile de pierderi α_{ii} ale impedanţelor de intrare nu sînt egale cu zero.

a. Cazul a două maşini. Cînd în sistem există numai două maşini sau centrale, puterea debitată de prima (generatorul) este

$$P_1 = \frac{U_{g1}^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{U_{g1}\, U_{g2}}{Z_{12}} \sin (\delta_{12} - \alpha_{12}) =$$

$$= P_{c1} + P_M \sin (\delta_{12} - \alpha_{12}), \qquad \text{(VIII.35)}$$

iar puterea absorbită de a doua

$$P_2' = - P_2 = - \frac{U_{g2}^2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22} + \frac{U_{g1}\, U_{g2}}{Z_{12}} \sin (\delta_{12} + \alpha_{12}) =$$

$$= - P_{c_2} + P_M \sin (\delta_{12} + \alpha_{12}) . \qquad \text{(VIII.36)}$$

Relaţiile (VIII.35), (VIII.36) sînt reprezentate grafic în figura VIII.21. Puterile se citesc la aceeaşi valoare a unghiului δ_{12}. Se observă, că datorită pierderilor, $P_1 > P_2'$.

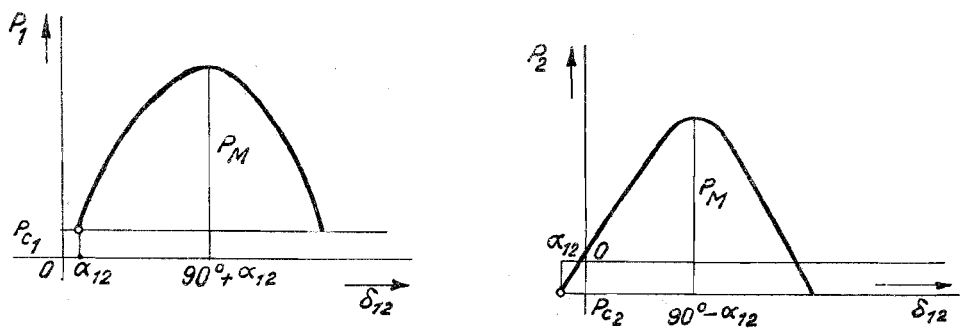


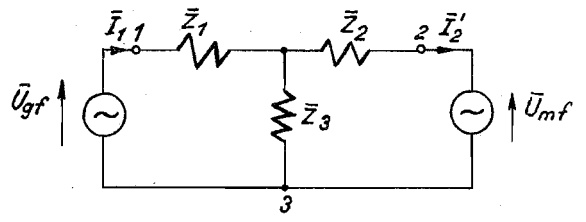
Fig. VIII.21. Influenţa pierderilor asupra caracteristicei $P - \delta_{12}$ la generator şi motor.

De asemenea se constată, că unghiul δ_{12} maxim, pînă la care funcţionarea este stabilă este $90^0 + \alpha_{12}$ la generator şi $90^0 - \alpha_{12}$ la motor. Limita stabilităţii statice este deci la

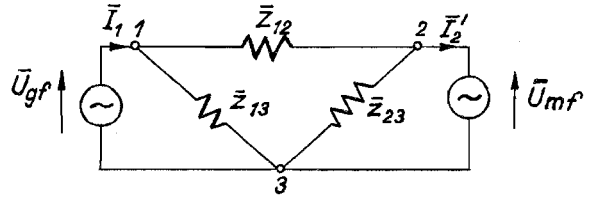
$$\delta_{12} = 90^0 - \alpha_{12} . \qquad \text{(VIII.37)}$$

(In realitate după cum se va arăta la punctul B.6.a,β al acestui capitol, δ_{12max} este cuprins între $90^0 - \alpha_{12}$ şi $90^0 + \alpha_{12}$.)

În relaţiile (VIII.35), (VIII.36) apar în total trei impedanţe: $\bar{Z}_{11}$, $\bar{Z}_{22}$ şi $\bar{Z}_{12}$. De aceea, oricît de complicată ar fi reţeaua de legătură, ea poate fi redusă fie la una în stea, fie la una în triunghi (fig. VIII.22) echivalente între ele şi avînd impedanţele de intrare şi de transfer care intervin în expresiile puterilor.



a)



b)

Fig.VIII.22. Scheme echivalente de legătură între două maşini: a) schemă în stea; b) schemă în triunghi.

Considerînd $\bar{U}_{mf} = 0$, se obţine, la schema în stea:

- impedanţa de intrare

$$\bar{Z}_{11} = \bar{Z}_1 + \frac{\bar{Z}_2\bar{Z}_3}{\bar{Z}_2+\bar{Z}_3} ,$$

- impedanţa de transfer

$$\bar{Z}_{12} = \bar{Z}_1 + \bar{Z}_2 + \frac{\bar{Z}_1\,\bar{Z}_2}{\bar{Z}_3} ,$$

deoarece

$$\bar{U}_{gf} = \bar{I}_2'\,\bar{Z}_2 + (\bar{I}_2' + \frac{\bar{I}_2'\bar{Z}_2}{\bar{Z}_3})\,\bar{Z}_1 = \bar{I}_2'\,(\bar{Z}_1 + \bar{Z}_2 + \frac{\bar{Z}_1\,\bar{Z}_2}{\bar{Z}_3}) .$$

In cazul schemei în triunghi se obţine, dacă $\bar{U}_{mf} = 0$:

- impedanţa de intrare

$$\bar{Z}_{11} = \frac{\bar{Z}_{12}\,\bar{Z}_{13}}{\bar{Z}_{12}+\bar{Z}_{13}} ,$$

- impedanţa de transfer

$$\bar{Z}_{12} ,$$

deoarece

$$\bar{U}_{gf} = \bar{I}_2'\,\bar{Z}_{12} ,$$

curentul prin $\bar{Z}_{23}$ fiind nul cînd maşina a doua este scurtcircuitată.

La o schemă în triunghi, impedanţa de transfer este deci chiar impedanţa ramurii de legătură între cele două maşini.

De aceea reducerea reţelei la o schemă în triunghi este utilă pentru calculele finale. Dacă ramurile transversale $\bar{Z}_{13}$ şi $\bar{Z}_{23}$ rezultă foarte mari în raport cu $\bar{Z}_{12}$, impedanţele de intrare devin

$$\bar{Z}_{11} \cong \bar{Z}_{22} = \bar{Z}_{12} .$$

Comparînd expresiile obţinute pentru impedanţele de transfer, pentru schemele în triunghi şi în stea se obţine

$$\bar{Z}_{12} = \bar{Z}_1 + \bar{Z}_2 + \frac{\bar{Z}_1 \bar{Z}_2}{\bar{Z}_3} , \qquad \text{(VIII.38)}$$

relaţie cunoscută pentru transformarea stea-triunghi. Din trei asemenea relaţii rezultă

$$\bar{Z}_1 = \frac{\bar{Z}_{12} \bar{Z}_{13}}{\bar{Z}_{12} + \bar{Z}_{13} + \bar{Z}_{23}} ; \text{ etc.}, \qquad \text{(VIII.39)}$$

relaţii cunoscute pentru transformări triunghi-stea.

b. <u>Problema puterilor active din reţea</u>. In expresiile impedanţelor de intrare şi transfer, rezistenţele de reţea apar prin intermediul unghiurilor α. Intr-o reţea fără pierderi şi fără sarcini statice de putere activă $\alpha = 0$ şi expresiile (VIII.34) ale puterilor devin

$$P_1 = \frac{U_{g1} U_{g2}}{X_{12}} \sin \delta_{12} + \frac{U_{g1} U_{g3}}{X_{13}} \sin \delta_{13} + \ldots \qquad \text{(VIII.40)}$$

$$P_2 = \frac{U_{g1} U_{g2}}{X_{12}} \sin \delta_{21} + \frac{U_{g2} U_{g3}}{X_{23}} \sin \delta_{23} + \ldots$$

Acestea, în cazul a două maşini, iau forma simplă (1).

Dimpotrivă cînd în reţea există conductanţe transversale mari (vezi fig. VIII.22) datorită unor consumatori statici de putere activă se poate întîmpla ca termenul constant din expresia (VIII.36) a puterii să fie atît de mare, încît şi a doua maşină din sistem să funcţioneze ca generator. Rezultă deci că expresiile (VIII.34) ale puterilor debitate sînt valabile şi în cazul cînd majoritatea sau toate maşinile sincrone

sînt generatoare, sarcinile rezultînd din conductanţe transversale care reprezintă consumatori pasivi (ca, de exemplu, iluminat, numeroase motoare asincrone, consumatori electrotermici etc.).

6. Probleme de calcul la sistemul de două maşini. Stabilitatea dinamică a unui sistem redus la două maşini sincrone echivalente poate fi urmărită cu uşurinţă pe baza criteriului suprafeţelor egale, care este un criteriu grafic, foarte sugestiv, stabilit întîi pentru cazul particular al unei singure maşini care debitează pe bare de putere infinită. Metoda permite în primul rînd să se stabilească dacă sistemul este stabil sau nu. Variaţia vitezei şi a poziţiei unghiulare a rotorului în raport cu timpul se determină prin integrare numerică. In cazuri particulare este posibilă şi o integrare directă. Pentru a evita integrarea numerică de fiecare dată, s-au trasat curbe de oscilaţii (denumite curbe de oscilaţii precalculate) care reprezintă pe δ funcţie de t pentru diferite condiţii iniţiale şi puteri acceleratoare.

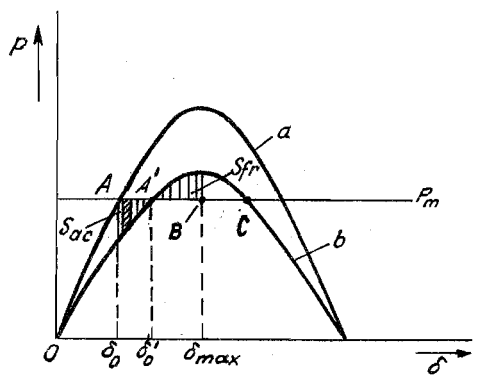


Fig.VIII.23.

a. Criteriul suprafeţelor egale. Dacă curba puterii electrice se modifică brusc, de la a la b (fig. VIII.23) apar oscilaţii ale rotorului începînd cu $\delta = \delta_0$ (punctul A) în jurul poziţiei de echilibru A'. La început δ creşte pînă la valoarea δ_{max}, după care δ scade din nou. După amortizarea oscilaţiilor se stabileşte noul punct de echilibru A'. Vom arăta că δ_{max} (punctul B) se stabileşte astfel încît suprafaţa de frînare S_{fr} să fie egală cu cea de accelerare S_{ac}. Suprafaţa de frînare poate fi însă egală cel mult cu $S_{fr_{max}}$, cuprinsă între A' şi C. Prin urmare δ nu creşte nelimitat (există δ_{max}) numai dacă

$$S_{ac} < S_{fr_{max}} . \qquad \text{(VIII.41)}$$

Aceasta este condiţia stabilităţii, bazată pe criteriul suprafeţelor egale

$$S_{ac} = S_{fr} , \qquad (VIII.42)$$

care apar la oscilaţii în jurul noului punct de echilibru.

Ecuaţia mişcării rotorului este (VIII.15)

$$M \frac{d\omega}{dt} = \Delta P = P_m - P ,$$

unde

$$\omega = \frac{d\delta}{dt} , \qquad (VIII.43)$$

δ fiind unghiul electric indicînd poziţia rotorului.

Rezultă, din înmulţirea acestor două relaţii

$$M\, d\left(\frac{\omega^2}{2}\right) = \Delta P . d\delta . \qquad (VIII.44)$$

Cel de-al doilea termen reprezintă o suprafaţă elementară ca cea haşurată în figura VIII.23.

Prin integrarea relaţiei (VIII.44) se obţine

$$M \frac{\omega^2}{2} = \int_{\delta_o}^{\delta} \Delta P . d\delta = \int_{\delta_o}^{\delta} dS . \qquad (VIII.45)$$

În (VIII.44) ω reprezintă viteza unghiulară electrică peste cea sincronă (egală cu pulsaţia ω_n). Dacă δ atinge valoarea sa maximă δ_{max} din (VIII.43) rezultă $\omega = o$, prin urmare, din (VIII.45)

$$\int_{\delta_o}^{\delta} dS = \int_{\delta_o}^{\delta_o'} dS + \int_{\delta_o'}^{\delta_{max}} dS = S_{ac} - S_{fr} = o .$$

Am arătat deci că δ atinge valoarea sa maximă atunci cînd suprafaţa de frînare egalează cea de accelerare. Pentru ca acest lucru să fie posibil trebuie să fie satisfăcută condiţia (VIII.41) stabilităţii dinamice.

Din figura (VIII.23) se observă că mărind puterea mecanică, S_{ac} creşte, iar $S_{fr_{max}}$ descreşte, la curbe a şi b date. Prin urmare, din criteriul (VIII.42) al suprafeţelor egale rezultă o putere maximă ce se poate transmite stabil, în condiţii date (caracteristicile a şi b).

In figura (VIII.24) este reprezentat cazul cînd în urma scurtcircuitului pe una din liniile de interconexiune (curba b), linia avariată se deconectează (curba c), astfel încît $S_{ac} = S_{fr}$. Unghiul de deconectare în acest caz are valoarea critică $\delta_{dec.cr.}$, deoarece dacă deconectarea ar fi întîrziat cît de puţin ar fi rezultat $S_{fr} < S_{ac}$ şi δ ar fi crescut nelimitat. Din criteriul suprafeţelor egale se poate determina $\delta_{dec.cr.}$, dar momentul deconectării $t_{dec.cr.}$ nu rezultă direct din acest criteriu.

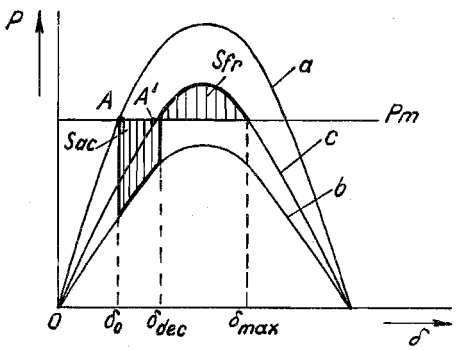


Fig.VIII.24.

α. D e t e r m i n a r e a l u i ω ş i t. Din relaţia

$$\omega = \sqrt{\frac{2}{M}\int_{\delta_0}^{\delta} \Delta P \cdot d\delta} = \omega(\delta). \qquad \text{(VIII.46)}$$

(VIII.45)

Avînd în vedere că în general ΔP este o funcţie sinusoidală de δ (avînd şi un termen constant, vezi fig. VIII.24), expresia (VIII.46) poate fi calculată. In particular dacă $\Delta P = \text{const.}$, ceea ce este valabil dacă dispare termenul sinusoidal sau dacă intervalul de integrare este foarte scurt, se obţine

$$\omega = \sqrt{\frac{2\Delta P(\delta - \delta_0)}{M}}. \qquad \text{(VIII.47)}$$

Tinînd seama de (VIII.43) se obţine şi t funcţie de δ, printr-o nouă integrare

$$t = \int_{\delta_0}^{\delta} \frac{d\delta}{\omega} = \int_{\delta_0}^{\delta} \frac{d\delta}{\sqrt{\frac{2}{M}\int_{\delta_0}^{\delta} \Delta P \cdot d\delta}} = t(\delta). \qquad \text{(VIII.48)}$$

Această integrală poate fi calculată numeric sau grafic, determinînd suprafaţa de sub curba $f(\delta) = \frac{1}{\omega}$. Numai în cazul particular (VIII.47) t se poate calcula analitic. Se obţine

$$t = \sqrt{\frac{2M(\delta - \delta_0)}{\Delta P}}, \qquad \text{(VIII.49)}$$

sau

$$\delta - \delta_0 = \frac{\Delta P}{2M} t^2 . \qquad \text{(VIII.50)}$$

Inlocuind (VIII.50) în (VIII.47) se obţine

$$\omega = \frac{\Delta P}{M} t. \qquad \text{(VIII.51)}$$

Atît relaţia (VIII.51) cît şi (VIII.50) s-ar fi putut obţine direct din ecuaţia de bază (VIII.15), respectiv(VIII.16).

În ceea ce priveşte relaţia numerică obţinută din (VIII.48) se preferă în general să se folosească formula de recurenţă (VIII.31) pentru a determina pe δ funcţie de t. In scopuri practice se pot folosi curbele de oscilaţii precalculate.

β. Reducerea sistemului de două maşini la un generator echivalent. Sistemul format din două maşini sincrone se poate reduce la un generator echivalent care debitează pe bare de putere infinită, căruia i se poate aplica criteriul suprafeţelor egale. In acest caz, δ_1 şi δ_2 nu prezintă interes separat, deoarece creşterea lor nelimitată poate să apară printr-o mică creştere a frecvenţei, fără să însemne pierderea sincronismului, dacă diferenţa

$$\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2 \qquad \text{(VIII.52)}$$

nu creşte şi ea peste măsură. De aceea se va urmări variaţia unghiului δ_{12}.

Avem, pentru cele două maşini

$$M_1 \frac{d^2\delta_1}{dt^2} = P_{m1} - P_1 ,$$

$$M_2 \frac{d^2\delta_2}{dt^2} = P_{m2} - P_2 .$$

Rezultă

$$\frac{d^2\delta_{12}}{dt^2} = \frac{d^2\delta_1}{dt^2} - \frac{d^2\delta_2}{dt^2} = \frac{P_{m1} - P_1}{M_1} - \frac{P_{m2} - P_2}{M_2} =$$

$$= \frac{\frac{M_2P_{m1} - M_1P_{m2}}{M_1 + M_2} - \frac{M_2P_1 - M_1P_2}{M_1 + M_2}}{\frac{M_1M_2}{M_1+M_2}} = \frac{P_m - P}{M}$$

şi prin urmare

$$M \frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = P_m - P \, , \qquad \text{(VIII.53)}$$

unde

$$P_m = \frac{M_2 P_{m1} - M_1 P_{m2}}{M_1 + M_2} = m_2 P_{m1} - m_1 P_{m2} \, , \qquad \text{(VIII.54)}$$

$$P = \frac{M_2 P_1 - M_1 P_2}{M_1 + M_2} = m_2 P_1 - m_1 P_2 \, , \qquad \text{(VIII.55)}$$

$$M = \frac{M_1 M_2}{M_1 + M_2} \, , \qquad \text{(VIII.56)}$$

$$m_1 = \frac{M_1}{M_1 + M_2} \, , \; m_2 = \frac{M_2}{M_1 + M_2} \, , \; m_1 + m_2 = 1 . \qquad \text{(VIII.57)}$$

Relaţia (VIII.53) ne arată că există un generator echivalent avînd constanta de inerţie M (relaţia VIII.56), asupra căruia acţionează puterea mecanică P_m (relaţia VIII.54) şi puterea electrică P (relaţia VIII.55) a cărei poziţie unghiulară δ_{12} faţă de bare de putere infinită este egală cu unghiul (electric) dintre rotoarele celor două maşini. Dacă una dintre maşini este de putere infinită, maşina echivalentă coincide evident cu cealaltă maşină. Acest lucru se vede dacă în (VIII.54), (VIII.55) şi (VIII.56) se pune de exemplu $M_2 = \infty$. Cînd cele două maşini sînt egale şi dacă presupunem că reţeaua este fără pierderi ($M_1 = M_2$, $P_{m1} + P_{m2} = 0$, $P_1 + P_2 = 0$) se obţine $P_m = P_{m1}$, $P = P_1$, $M = \frac{M_1}{2}$, adică (din relaţia VIII.53)

$$\frac{M_1}{2} \frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = P_{m1} - P_1 \, .$$

Comparînd cu ecuaţia de oscilaţii a generatorului rezultă

$$\delta_1 = \frac{\delta_{12}}{2} \, .$$

Prin urmare maşina echivalentă oscilează cu deplasări unghiulare duble, decît generatorul sau motorul în parte.

In general, puterile electrice au, după cum s-a arătat (relaţiile VIII.35 şi VIII.36), forma

$$P_1 = P_{C1} + P_M \sin (\delta_{12} - \alpha_{12}) \, ,$$
$$P_2 = P_{C2} - P_M \sin (\delta_{12} + \alpha_{12}) \, .$$

Inlocuind aceste expresii în (VIII.55) se obţine

$$P=(m_2P_{C1}-m_1P_{C2})+P_M\left[m_2\sin(\delta_{12}-\alpha_{12})+m_1\sin(\delta_{12}+\alpha_{12})\right]=$$

$$=P_C+mP_M\sin(\delta_{12}+\lambda), \qquad \text{(VIII.58)}$$

unde

$$P_C=m_2P_{C1}-m_1P_{C2}, \qquad \text{(VIII.59)}$$

iar m şi λ se determină pe baza construcţiei grafice din figura VIII.25. În această figură

$$\bar{m}_1+\bar{m}_2=\bar{m}.$$

Proiectînd aceşti vectori pe axa verticală se obţine relaţia de însumare a celor două funcţii sinusoidale, exprimată în (VIII.58). Proiectînd vectorii pe axa OA, apoi pe o axă BC perpendiculară pe OA se obţine

$$m_1\cos\alpha_{12}+m_2\cos\alpha_{12}=$$

$$=(m_1+m_2)\cos\alpha_{12}=m\cos\lambda,$$

$$m_1\sin\alpha_{12}-m_2\sin\alpha_{12}=$$

$$=(m_1-m_2)\sin\alpha_{12}=m\sin\lambda,$$

de unde

$$\operatorname{tg}\lambda=\frac{m_1-m_2}{m_1+m_2}\operatorname{tg}\alpha_{12}$$

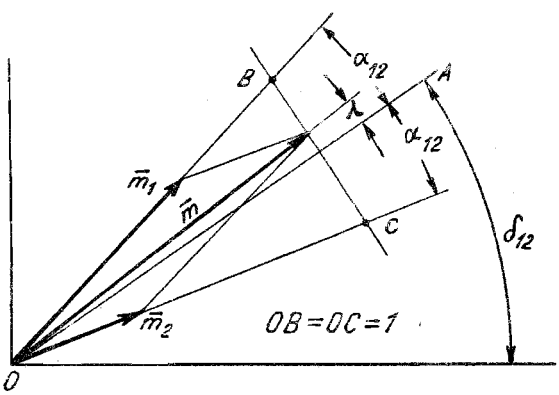


Fig. VIII.25. Insumarea a două funcţii sinusoidale.

şi

$$m=\sqrt{m_1^2+m_2^2+2m_1m_2\cos 2\alpha_{12}}.$$

Ţinînd seama de (VIII.57), expresiile de mai sus devin

$$\operatorname{tg}\lambda=(m_1-m_2)\operatorname{tg}\alpha_{12}, \qquad \text{(VIII.60)}$$

$$m\cong 1. \qquad \text{(VIII.61)}$$

În funcţie de raportul constantelor de inerţie $\frac{M_1}{M_2}$ diferenţa m_1-m_2 variază între +1 şi -1. Corespunzător, la un motor

(fig. VIII.1,c) conectat la bare de putere infinită ($M_1 = \infty$) se obţine din (VIII.59) şi (VIII.60)

$$P_C = - P_{C2} ,$$
$$\lambda = \alpha_{12} ,$$

iar la un generator care debitează pe bare infinite (fig.VIII. 1,b)

$$P_C = P_{C1} ,$$
$$\lambda = - \alpha_{12} .$$

Limita stabilităţii statice apare cînd

$$\sin (\delta_{12} + \lambda) = 1 .$$

Prin urmare

$$\delta_{12\,max} = 90^o - \lambda ,$$

adică δ_{12max} este cuprins între $90^o - \alpha_{12}$ şi $90^o + \alpha_{12}$. Pentru siguranţă se ia

$$\delta_{12\,max} = 90^o - \alpha_{12}$$

(vezi relaţia VIII.37).

b. <u>Curbe de oscilaţii precalculate</u>. In cazul unei maşini conectate pe bare de putere infinită, sau a generatorului echivalent care înlocuieşte sistemul de două maşini, ecuaţia mişcării este de forma

$$M \frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = P_m - P = P_m - \left[P_C + m P_M \sin (\delta_{12} + \lambda) \right] ,$$

sau

$$M \frac{d^2 \delta'}{dt^2} = P'_m - m P_M \sin \delta' ,$$

cu

$$P'_m = P_m - P_C ,$$
$$\delta' = \delta_{12} + \lambda . \qquad \text{(VIII.62)}$$

Împărţind ecuaţia cu mP_M se obţine

$$\frac{M}{mP_M}\frac{d^2\delta'}{dt^2} = \frac{P'_m}{mP_M} - \sin\delta'$$

sau

$$\frac{d^2\delta'}{dt'^2} = p - \sin\delta', \qquad \text{(VIII.63)}$$

unde

$$t' = t\sqrt{\frac{mP_M}{M}},$$

$$p = \frac{P'_m}{mP_M}. \qquad \text{(VIII.64)}$$

Aşadar, întotdeauna ecuaţia mişcării se poate reduce, cu ajutorul relaţiilor (VIII.62) şi (VIII.64) la forma simplă (VIII.63) care conţine un singur parametru, p. Ea poate fi aplicată pentru orice fază a mişcării (reţea normală, regim de scurtcircuit, linie deconectată). Este doar necesar să se cunoască, unghiul iniţial (δ_o, δ_{dec} sau δ_{rec}) de la care expresia lui P devine valabilă, ştiid că P are expresii diferite în diferitele regimuri ale mişcării (fig. VIII.9). Prin urmare, prin integrarea numerică a ecuaţiei (VIII.63) se obţin familii de curbe $\delta' = f(t')$ cu parametrul p, diferite însă şi prin valoarea iniţială δ'_o a unghiului δ'. In figura VIII.26 s-a reprezentat pentru exemplificare familia de curbe avînd $\sin\delta'_o = 0{,}1$.

Familii de curbe asemănătoare sînt trasate pentru $\sin\delta'_o = 0-0{,}1 - 0{,}2 - \ldots - 0{,}9$.

Cu ajutorul acestor curbe se determină unghiul δ' (respectiv δ_{12} sau δ) după un timp t' (respectiv t), după care se deconectează (sau se reconectează) linia. Este suficient să se compare acest unghi cu cel critic, care rezultă din criteriul suprafeţelor egale, pentru a stabili dacă sistemul este stabil sau nu. Eventual, se poate determina din curbele de oscilaţii precalculate timpul după care

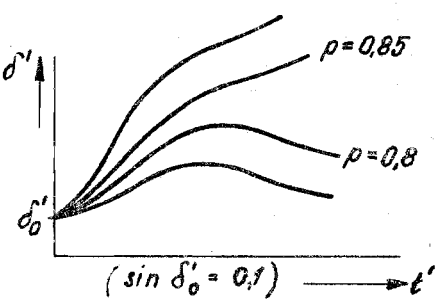


Fig.VIII.26. Curbe de oscilaţii precalculate.

trebuie să se deconecteze (sau reconecteze) linia pentru ca δ să nu depăşească valoarea critică. Dacă ne interesează desfăşurarea în timp a fenomenelor şi după conectare (deconectare, reconectare), curbele de oscilaţii precalculate pot fi folosite în continuare, alegînd curba, parametrul p şi unghiul iniţial δ_0 de valoare corespunzătoare.

7. Reconectarea rapidă. După deconectarea liniei scurtcircuitate există în 70...80% din cazuri posibilitatea de a reconecta linia după un timp scurt fără să mai apară scurtcircuitul. Prin aceasta stabilitatea dinamică poate fi îmbunătăţită şi capacitatea de transport a liniei mărită.

Posibilitatea reconectării se datoreşte caracterului trecător al majorităţii scurtcircuitelor (nemetalice), deoarece de multe ori însăşi arcul de scurtcircuit îndepărtează cauza conturnării izolaţiei (umezeală, creangă căzută pe linie, paie etc.). După un scurt interval necesar pentru dezionizare, linia poate fi pusă din nou sub tensiune. Dacă la reconectare scurtcircuitul reapare, linia trebuie să fie scoasă din nou de sub tensiune. Uneori se încearcă după o pauză ceva mai lungă o a doua reconectare şi numai la nereuşita acesteia se trece la găsirea şi eliminarea cauzei scurtcircuitului cu caracter permanent.

Reconectarea manuală a liniilor, după scurtcircuite, pentru a se asigura alimentarea consumatorilor cu întreruperi cît mai mici, este o practică veche. De asemenea, în acelaşi scop, s-a realizat de cîteva decenii, automatizarea reconectării simple sau a reconectării repetate, la linii radiale. Iniţial timpul de întrerupere a fost de zeci de secunde, timp care s-a redus apoi treptat pînă sub o secundă, pentru ca motoarele asincrone să nu se oprească în intervalul fără tensiune sau să nu aibă alunecări mari la reapariţia tensiunii, absorbind curenţi mari, de ordinul celui de pornire. In asemenea condiţii, întrerupătorul motorului nu trebuie să aibă releu de lipsă de tensiune, pentru a nu se deconecta cînd linia se scoate de sub tensiune, sau mai bine, releul de lipsă de tensiune sau de tensiune minimă să fie temporizat. O lipsă de tensiune de scurtă durată rămîne aproape neobservată şi la iluminatul electric.

Dacă linia este alimentată din două capete, în timpul întreruperii, unghiul de fază al celor două tensiuni poate să crească mult, iar reconectarea devine posibilă numai după un prealabil control al sincronismului. Astfel, reconectarea apare ca o problemă de stabilitate dinamică. Din punctul de vedere al stabilităţii dinamice, vom considera rapide (R.A.R. -reanclanşare automată rapidă) numai acele reconectări, care se pot efectua fără un control al coincidenţei de fază a celor două tensiuni. Pentru aceasta sînt necesare relee şi întreruptoare cu inerţie foarte mică, durata totală a deconectării şi a reconectării fiind de ordinul unei jumătăţi de secundă.

Scopul reconectării rapide este mărirea stabilităţii dinamice. Ea poate fi eficace chiar dacă temporar s-a pierdut sincronismul.

Pentru a asigura o reconectare cît mai rapidă este necesar să se reducă durata intervalului pentru dezionizarea spaţiului de arc de conturnare a lanţului de izolatoare. Dezionizarea se consideră satisfăcătoare, dacă numărul de reaprinderi rămîne sub 5%. Pentru aceasta este suficient un interval de

$$t = 0{,}08 \text{ s la } U_n = 35 \text{ kV},$$
$$t = 0{,}15 \text{ s la } U_n = 110 \text{ kV},$$
$$t = 0{,}3 \text{ s la } U_n = 220 \text{ kV}.$$

Ţinînd seama că cele mai rapide întrerupătoare deconectează scurtcircuitul în 3...5 perioade (0,06...0,1 s) şi considerînd şi un interval de siguranţă, reconectarea se poate face în cel mai bun caz după 0,35...0,4 s după apariţia scurtcircuitului. La întreruperea unei singure faze vom vedea că timpul de aşteptare trebuie să fie mai mare.

Trebuie subliniat că dezionizarea spaţiului arcului cere ca linia să fie scoasă complet de sub tensiune, deci întreruperea să se facă rapid şi simultan din ambele capete.

La o linie simplă, în urma unui scurtcircuit deconectat fără reconectare, transportul este întrerupt. Reconectarea este deci necesară pentru asigurarea stabilităţii. La o linie cu circuit dublu, la deconectarea unui singur circuit stabilitatea se menţine, dacă puterea transportată nu este prea mare.

Prin reconectare rapidă, capacitatea de transport poate fi mărită.

Vom ilustra cele două cazuri prin cîte un exemplu.

a. Exemplu: reconectarea unei linii simple. Se cere să se determine puterea maximă de transport în cazul interconexiunii cu o linie simplă din figura VIII.27, considerînd un scurtcircuit 2FN la începutul liniei întrerupt la t = 0,15 s, linia fiind reconectată după 0,2 s la t = 0,35 s.

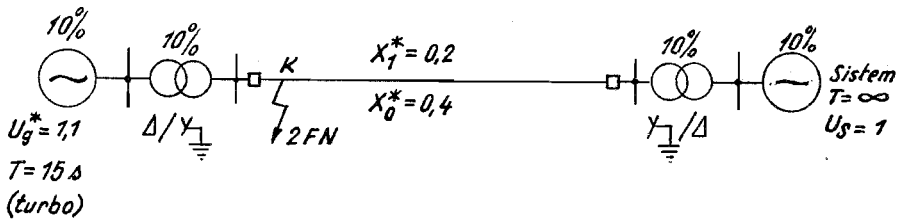


Fig.VIII.27.

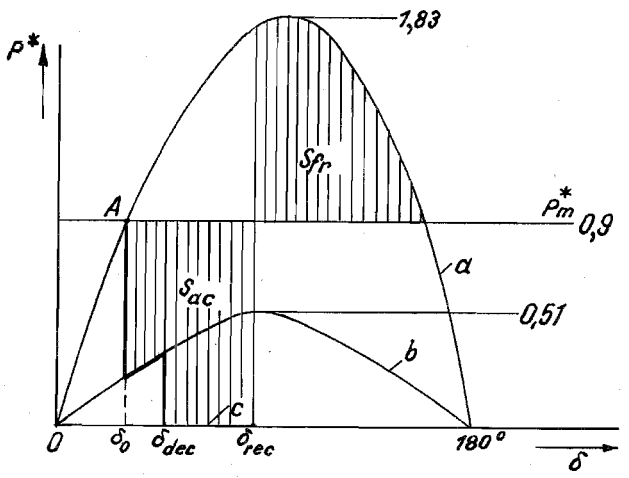


Fig. VIII.28.

Soluţia problemei este redată în figura VIII.28.

De la început se observă, că fără reconectare sincronismul este pierdut.

Schemele de secvenţă (fig. VIII.29) rezultă direct pe bazele datelor din figura VIII.27.

Introducînd şunturile de avarie în schema de succesiune directă se obţine schema din figura VIII.30.

Puterile maxime vor fi

$$P^*_{max_a} = \frac{1,1 \cdot 1}{0,6} = 1,83 ,$$

$$P^*_{max_b} = \frac{1,1 \cdot 1}{2,16} = 0,51 ,$$

$$P^*_{max_c} = \frac{1,1 \cdot 1}{\infty} = 0 .$$

Se efectuează calculele cu o putere P_m^* aleasă liber; se compară S_{ac} cu S_{fr}, rezultînd stabilitate sau nestabilitate, după sensul inegalităţii. Limita căutată corespunde egalităţii

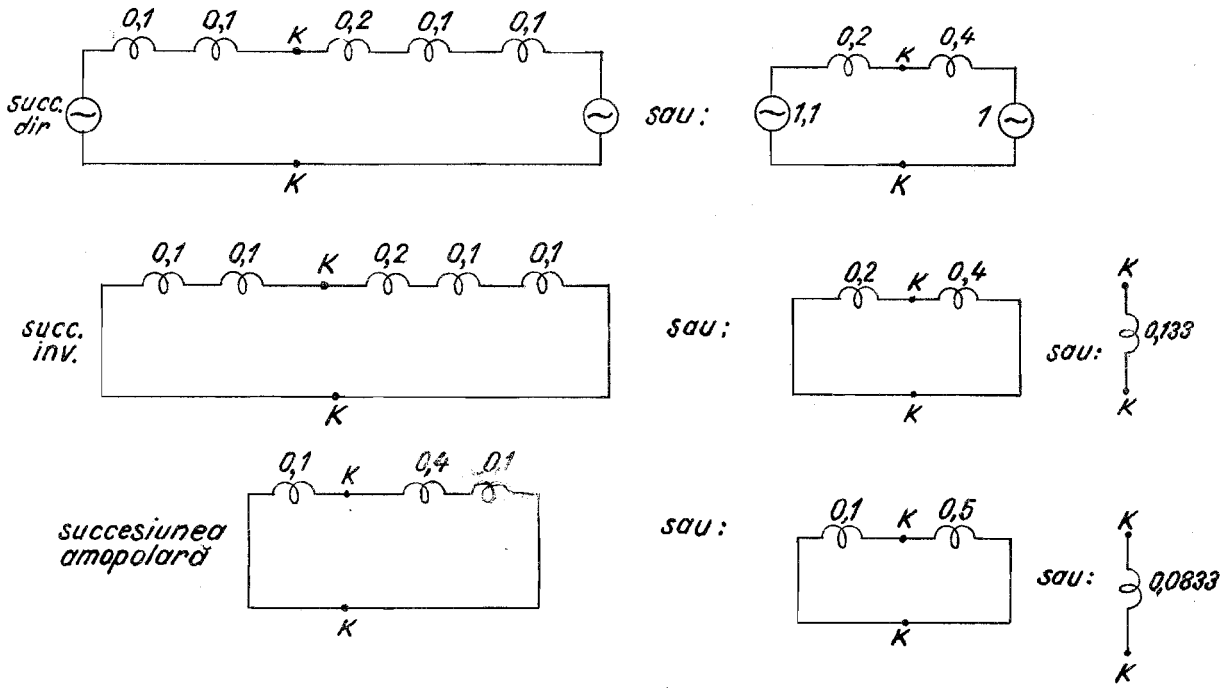


Fig. VIII.29.

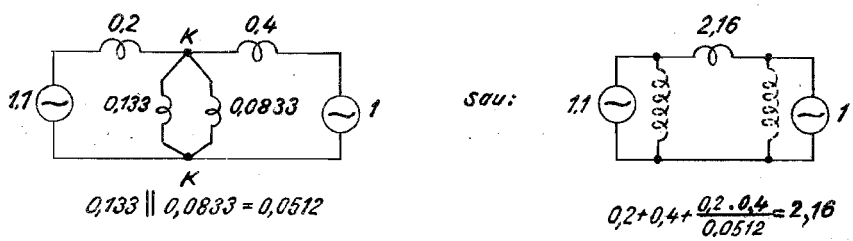


Fig. VIII.30.

celor două suprafeţe. Vom prezenta calculul pentru acest caz, cu $P_m^* = 0,9$, acesta fiind ultima încercare. Integrarea numerică este necesară, cu toate că se aplică criteriul simplu al suprafeţelor egale, pentru că nu se cunosc unghiurile δ_{dec} şi δ_{rec}, ci numai momentul deconectării şi reconectării.

Pentru $P_m^* = 0,9$ se obţine δ_0 din

$$\Delta P^* = 0,9 - 1,83 \sin \delta_0 = 0, \quad \delta_0 = 29,4^0.$$

În timpul scurtcircuitului vom avea

$$\delta_1 = \delta_0 + \frac{\alpha_0 \Delta t^2}{2} = 29{,}4^\circ + \frac{(0{,}9-0{,}51 \sin \delta_0)18\,000 \cdot 0{,}05^2}{2{,}15} =$$

$$= 29{,}4^\circ + \frac{2{,}7-1{,}53 \sin 29{,}4^\circ}{2} = 29{,}4^\circ + 1^\circ = 30{,}4^\circ ,$$

$$\delta_2 = \delta_1 + (\delta_1 - \delta_0) + \alpha_1 \Delta t^2 = 30{,}4^\circ + 1^\circ + (2{,}7-1{,}53 \sin 30{,}4^\circ) =$$

$$= 30{,}4^\circ + 2{,}9^\circ = 33{,}3^\circ ,$$

$$\delta_3 = \ldots = 38{,}1^\circ = \delta_{dec} .$$

La acest unghi se deconectează linia. In continuare se obţine

$$\delta_4 = \delta_3 + (\delta_3 - \delta_2) + \alpha_{med3} \Delta t^2 = 38{,}1^\circ + 4{,}8^\circ + (2{,}7 - \frac{1{,}53}{2} \sin 38{,}1^\circ) =$$

$$= 38{,}1^\circ + 7^\circ = 45{,}1^\circ ,$$

$$\delta_5 = \delta_4 + (\delta_4 - \delta_3) + \alpha_4 \Delta t^2 = 45{,}1^\circ + 7^\circ + 2{,}7^\circ = 54{,}8^\circ ,$$

$$\delta_6 = \delta_5 + (\delta_5 - \delta_4) + \alpha_5 \Delta t^2 = 54{,}8^\circ + 9{,}7^\circ + 2{,}7^\circ = 67{,}2^\circ ,$$

$$\delta_7 = \delta_6 + (\delta_6 - \delta_5) + \alpha_6 \Delta t^2 = 67{,}2^\circ + 12{,}4^\circ + 2{,}7^\circ = 82{,}3^\circ = \delta_{rec} .$$

Se cunosc acum $\delta_{dec} = 38{,}1^\circ$ şi $\delta_{rec} = 82{,}3^\circ$. Cu aceste valori se verifică prin planimetrare sau prin integrare (analitică) egalitatea: $S_{ac} = S_{fr}$. Exprimînd unghiurile în radiani, se obţine pentru cele două suprafeţe valoarea 0,786.

b. Exemplu: reconectarea la o linie dublă. Se cere să se rezolve problema ca în exemplul precedent, considerînd însă linia cu dublu circuit, la deconectare rămînînd deci în funcţie unul din circuite.

Soluţia problemei este redată în figura VIII.31. Cînd o linie este deconectată reactanţa de legătură are aceeaşi valoare ca în exemplul precedent

$$0{,}1 + 0{,}1 + 0{,}2 + 0{,}1 + 0{,}1 = 0{,}6.$$

Cu două linii în paralel, reactanţa de succesiune directă va fi

$$0,1 + 0,1 + \frac{0,2}{2} + 0,1 + 0,1 = 0,5 ,$$

cea inversă

$$(0,1 + 0,1) \parallel (\frac{0,2}{2} + 0,1 + 0,1) = 0,12 ,$$

iar cea omopolară

$$0,1 \parallel (\frac{0,4}{2} + 0,1) = 0,075 ,$$

deci reactanţa de avarie

$$0,12 \parallel 0,075 = 0,0461 .$$

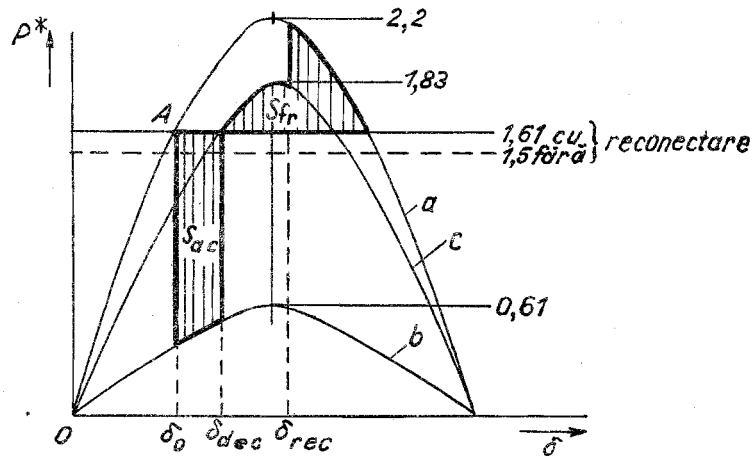


Fig.VIII.31.

La un scurtcircuit 2FN în K rezultă schema din fig.VIII.32.

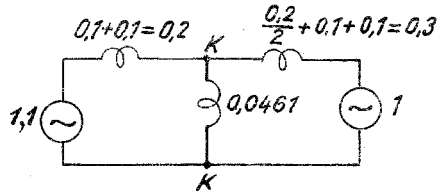


Fig.VIII.32.

Reactanţa de legătură va fi

$$0,2 + 0,3 + \frac{0,2 \cdot 0,3}{0,0461} = 1,8 .$$

Cu aceste reactanţe rezultă puterile maxime indicate în figura VIII.31

$$P^*_{max_a} = \frac{1,1 \cdot 1}{0,5} = 2,2 ,$$

$$P^*_{max_b} = \frac{1,1 \cdot 1}{1,8} = 0,61 ,$$

$$P^*_{max_c} = \frac{1,1 \cdot 1}{0,6} = 1,83 .$$

In urma unor încercări cu P^*_m ales liber, rezultă prin integrări numerice şi aplicînd criteriul suprafeţelor egale limita de putere

- fără reconectare : 1,5
- cu reconectare : 1,61.

Pasc.18 Cda 1065/1968

In cazul liniei duble, reconectarea rapidă nu a mărit deci mult capacitatea de transport.

8. Intreruperea şi reconectarea uneia sau a două faze. S-a arătat că numai aproximativ 5% din totalul scurcircuite - lor sînt trifazate, circa 7o% fiind monofazate. Intrerupînd deci numai o fază (sau eventual două, după felul scurtcircuitului) se menţine o legătură electromagnetică între centrale, ceea ce este deosebit de eficace din punctul de vedere al capacităţii de transport, mai ales în cazul unei linii simple, cînd deconectarea trifazată întrerupe complet legătura între centrale. Deconectarea unei singure (sau două) faze nu poate fi menţinută în general decît pentru scurt timp, deoarece funcţionarea cu două faze - pămînt prezintă o serie de dificultăţi, ca de exemplu influenţă electromagnetică asupra liniilor paralele, vecine, de telecomunicaţii. De asemenea, reconectarea rapidă este necesară şi pentru îmbunătăţirea stabilităţii dinamice şi mărirea capacităţii de transport. Trebuie

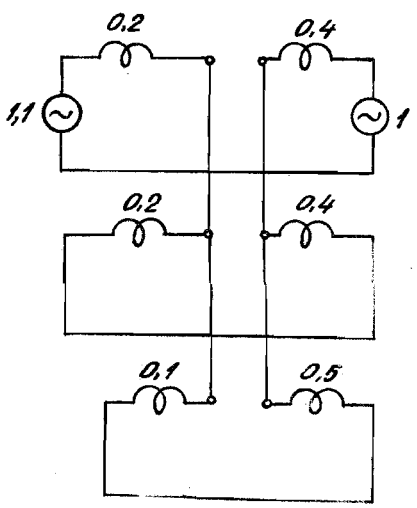


Fig. VIII.33. Intreruperea unei faze.

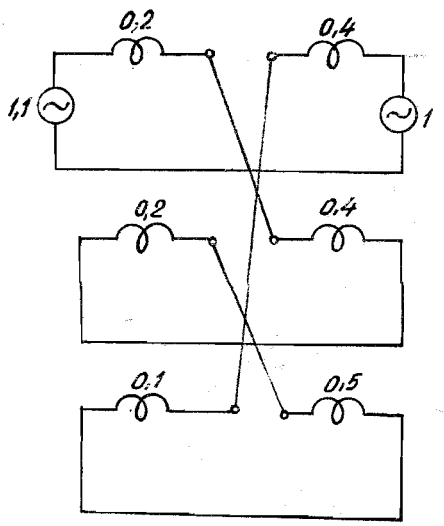


Fig. VIII.34. Intreruperea a două faze.

arătat însă, că la deconectarea unei singure (sau două) faze timpul necesar pentru dezionizare creşte, datorită influenţei capacitive a fazelor menţinute sub tensiune. Acest fapt micşorează întrucîtva eficacitatea întreruperii unei singure (sau două) faze.

Faptul că scurtcircuitele monofazate sînt cele mai frecvente şi că întreruperea a două faze măreşte mult reactanţa de legătură între centrale, justifică necesitatea de a se da atenţie în primul rînd întreruperii de scurtă durată a unei singure faze, în cazul scurtcircuitelor FN.

Pentru a vedea felul cum influenţează întreruperea unei sau a două faze reactanţa de legătură, vom aduce ca exemplu cazul din figura VIII.27, cu schemele echivalente din figura VIII.29. Problema a fost examinată în capitolul VII, punctul G, fig. VII.25 şi VII.26.

In exemplul considerat se obţine la întreruperea unei faze schema din figura VIII.33, iar la întreruperea a două faze, schema din figura VIII.34.

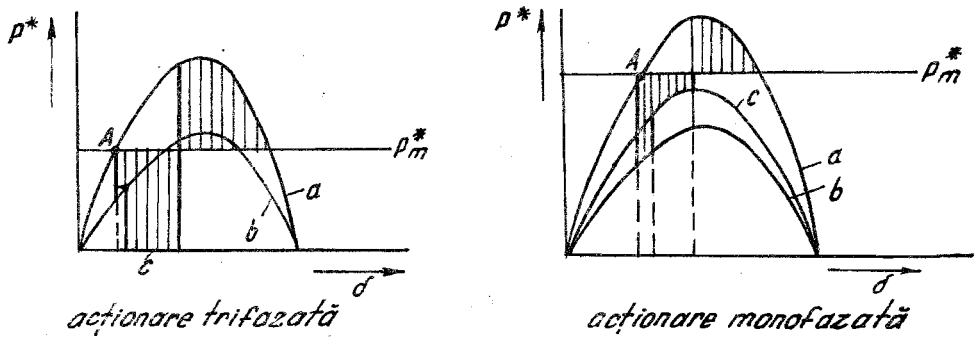


Fig. VIII.35. Variaţia puterii de accelerare la întreruperea unui scurtcircuit FN şi reconectare, în cazul acţionării trifazate şi monofazate.

La întreruperea unei faze reactanţa de legătură va fi deci

$$0,2 + (0,2 + 0,4) \parallel (0,1 + 0,5) + 0,4 = 0,9,$$

iar la întreruperea a două faze

$$0,2 + (0,2 + 0,4) + (0,1 + 0,5) + 0,4 = 1,8.$$

Cu aceste valori se calculează $P^*_{max_c}$ şi analog, ca în exemplele precedente, capacitatea de transport. In cazul unei întreruperi de 0,2 s se obţine puterea maximă

- la un scurtcircuit FN | acţionare trifazată: 1,03
  acţionare monofazată: 1,44

- la un scurtcircuit 2 FN | acţionare trifazată : o,9
  | acţionare bifazată : 1,o7.

Cifrele de mai sus confirmă deci eficacitatea întreruperii de scurtă durată numai a fazelor avariate, în special în cazul scurtcircuitului FN.Eficacitatea a rezultat

- la un scurtcircuit FN: 4o%
- la un scurtcircuit 2 FN: 2o%.

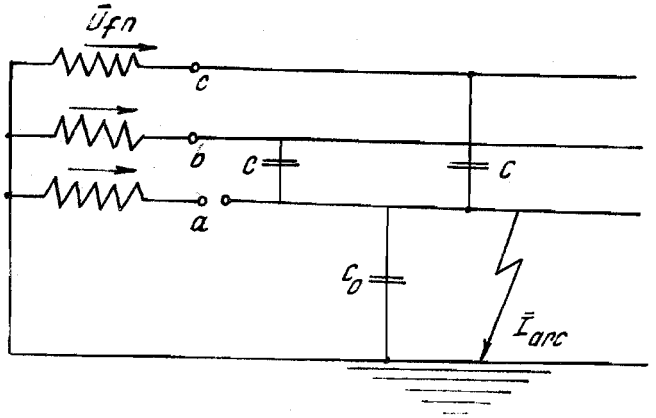


Fig. VIII.36. Influenţa fazelor vecine asupra fazei întrerupte.

Desfăşurarea fenomenelor se poate urmări la un scurtcircuit FN în figura VIII.35.

Influenţa fazelor rămase sub tensiune asupra conductorului deconectat (fig. VIII. 36) se poate calcula pe baza capacităţilor parţiale c şi C_o între faze şi între fază şi pământ. Prima nu se cunoaşte de obicei direct, însă se poate determina din relaţia

$$c = \frac{C_1 - C_o}{3} \quad \text{(relaţia IV.96, cap.IV).}$$

În figura VIII.36 nu s-au reprezentat capacităţile care nu pornesc cu un pol de la faza întreruptă.

În lipsa arcului, respectiv la stingerea lui,conductorul deconectat va avea tensiunea

$$\bar{U}_o = \frac{\Sigma \bar{Y}\,\bar{U}}{\Sigma \bar{Y}} = \frac{c\,\bar{U}_{fc} + c\,\bar{U}_{fb} + C_o \cdot o}{c + c + C_o} = -\frac{c}{2c + C_o}\,\bar{U}_{fa},$$

de unde

$$U_o^* = \frac{U_o}{U_{fn}} = \frac{c}{2c + C_o} = \frac{\frac{C_1 - C_o}{3}}{2\frac{C_1 - C_o}{3} + C_o} = \frac{1 - \frac{C_o}{C_1}}{2 + \frac{C_o}{C_1}} \cong \frac{1 - o,6}{2 + o,6} = o,154.$$

Curentul prin arc este

$$\bar{I}_{arc} = \Sigma \bar{Y}\, \bar{U} = j\omega c\, (\bar{U}_{fc} + \bar{U}_{fb}) = - j\omega c\, \bar{U}_{fa} ,$$

$$I_{arc} = \omega c\, U_{fn} = \omega \frac{C_1 - C_o}{3}\, U_{fn} .$$

Impărţind cu curentul capacitiv

$$I_c = \omega C_1\, U_{fn}$$

se obţine

$$I^*_{arc} = \frac{I_{arc}}{I_c} = \frac{1 - \frac{C_o}{C_1}}{3} \cong \frac{1 - 0,6}{3} = 0,133 .$$

Prin urmare, curentul prin arc este de 13,3% faţă de curentul capacitiv. El produce ionizarea spaţiului arcului. Tensiunea de revenire poate prezenta, datorită oscilaţiilor, valori mult mai mari decît cea de 15,4% din U_{fn}, calculată mai sus. De aceea, arcul se menţine cîtva timp după scoaterea fazei de sub tensiune, în special la linii de foarte înaltă tensiune, lungind mult durata intervalului pînă la reconectare.

C. STABILITATEA STATICĂ

Stabilitatea dinamică determină capacitatea de transport a unei linii în ipoteza apariţiei unui scurtcircuit. Acesta însă se datoreşte de cele mai multe ori unor supratensiuni, deci nu este probabil să apară în timp senin. De aceea, cînd se cunoaşte situaţia atmosferică, este posibil ca liniile să fie exploatate peste limita stabilităţii lor dinamice, pînă aproape de limita stabilităţii statice. De asemenea, la liniile la care există o bună protecţie împotriva supratensiuni - lor (fire de protecţie de rezistenţă mică de punere la pămînt, izolaţie bună etc.), scurtcircuitele sînt rare şi de aceea ele se pot încărca peste limita stabilităţii dinamice. De altfel, chiar în caz de scurtcircuit, dacă deconectarea şi reconectarea se face rapid, limita stabilităţii dinamice creşte pînă aproape de limita stabilităţii statice. De aceea, în

prezent, este de mare importanţă să se determine această limită de putere. Prezentarea care urmează se va referi la un sistem cu două maşini.

1. Cele trei limite de stabilitate. Atunci cînd nu se reglează tensiunea la borne, se menţin constante tensiunile interioare U_e ale maşinilor, expresia puterii fiind

$$P = \frac{U_{eg} U_{em}}{X} \sin \delta_e , \qquad \text{(VIII.65)}$$

unde

$$X = X_{sg} + X_{sm} + X_e ,$$

reactanţa exterioară X_e cuprinzînd reactanţa liniilor, a transformatoarelor etc. Valoarea maximă a puterii electrice P_{max} apare la unghiul $\delta_e = 90^o$ între tensiunile $\overline{U}_{egf}$ şi $\overline{U}_{emf}$. Acest rezultat este valabil dacă nu se consideră rezistenţele din expresia impedanţelor. Puterea maximă calculată în ipoteza că tensiunea la borne nu se reglează este prima limită a puterii din punctul de vedere al stabilităţii statice.

De cele mai multe ori însă se menţin constante prin reglare automată tensiunile la borne U_b, astfel încît expresia puterii electrice devine

$$P = \frac{U_{bg} \cdot U_{bm}}{X_e} \sin \delta_b , \qquad \text{(VIII.66)}$$

de unde, la unghiul $\delta_b = 90^o$ între tensiunile la borne

$$P_{max} = \frac{U_{bg} \cdot U_{bn}}{X_e} . \qquad \text{(VIII.67)}$$

Aceasta este a doua limită de putere din punctul de vedere al stabilităţii statice, valabilă atunci cînd există o reglare automată a tensiunii la borne, atît de rapidă încît în orice moment tensiunile la borne să fie constante.

Puterea electrică este egală cu cea mecanică, la mers stabil, staţionar

$$P_m = \frac{U_{eg} \cdot U_{em}}{X} \sin \delta_e = \frac{U_{bg} \cdot U_{bm}}{X_e} \sin \delta_b . \qquad \text{(VIII.68)}$$

De aceea, fiecărei puteri mecanice îi corespunde la tensiuni la borne constante o valoare pentru δ_b, pentru tensiunile U_{eg} şi U_{em} şi pentru unghiul δ_e între ele. Astfel, dacă se măreşte puterea transmisă, creşte δ_b, creşte şi curentul deci şi căderile de tensiune în maşini şi prin urmare pentru a menţine tensiunile la borne constante, prin mărirea curentului de excitaţie se măreşte şi U_{eg} şi U_{em}. De aceea se schimbă şi caracteristica corespunzătoare relaţiei (VIII.65). Corespunzător se schimbă şi δ_e.

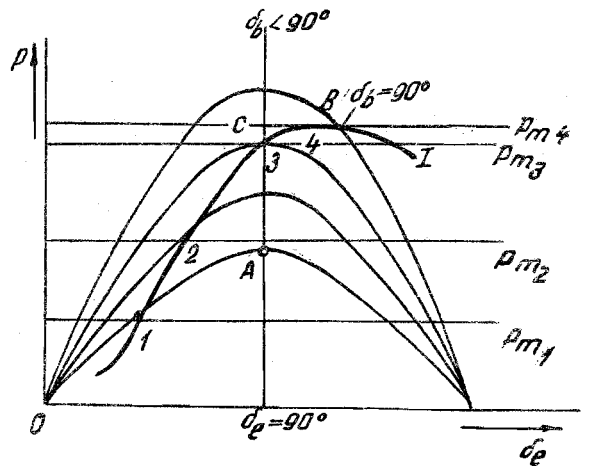


Fig.VIII.37. Caracteristici P-δ_e la reglarea tensiunii.

In figura VIII.37 s-au reprezentat punctele de funcţionare 1,2,3,4 care rezultă prin intersectarea dreptelor puterilor mecanice cu sinusoidele puterilor electrice, corespunzătoare unor curenţi de excitaţie măriţi, dar constanţi. In lipsa reglării tensiunii, puterea maximă s-ar fi obţinut din prima sinusoidă (punctul A). Datorită reglării tensiunii punctele 1,2,3,4 corespund unor puteri mult mai mari, care se poate reprezenta prin caracteristica interioară I (fig. VIII.37), locul geometric al acestor puncte. Puterea maximă, corespunzătoare relaţiei (VIII.67) apare în punctul B, la $\delta_b = 90^o$, dar $\delta_e > 90^o$, adică pe panta căzătoare a sinusoidei corespunzătoare puterii mecanice P_{m4}.

Caracteristica interioară I corespunde deci expresiei (VIII.66), cu puterea reprezentată însă funcţie de δ_e în loc de δ_b, care apare numai ca parametru.

In general, regulatoarele de tensiune nu pot asigura reglarea tensiunii cu viteza cu care se produce fenomenul tranzitoriu al pierderii stabilităţii. La aceasta contribuie şi existenţa unei zone de insensibilitate faţă de tensiunea reglată. De aceea în punctul B trebuie presupus că U_e nu se poate regla destul de rapid. Este mai corect ca U_e să se presupună

constant dacă $\delta_e > 90^o$. De aceea cu excepţia unor regulatoare ultrarapide punctul B nu corespunde unei funcţionări stabile. Prin urmare, la $\delta_e < 90^o$ se poate presupune valabilă caracteristica interioară 1-2-C, iar la $\delta_e > 90^o$, din cauză că regulatorul de tensiune nu poate interveni destul de rapid, este valabilă ramura descendentă a caracteristicii sinusoidale care trece prin C. Puterea corespunzătoare punctului C reprezintă deci a treia limită de putere din punctul de vedere al stabilităţii statice.

Această limită de putere este cea mai apropiată de realitate, în condiţii reale existînd întotdeauna un reglaj de tensiune, dar arareori regulatoare foarte rapide. Ea corespunde condiţiilor

$$\left.\begin{matrix} U_{bg} \\ U_{bm} \end{matrix}\right\} \text{ date }, \qquad \delta_e = 90^o \ . \tag{VIII.69}$$

Trebuie remarcat, că deşi regulatoarele de tensiunea reglează pe U_{bg} şi U_{bm} la valori apropiate de tensiunile nominale, totuşi în calcule în general $U_{bg} > U_{bm}$. Aceasta, deoarece în lungul interconexiunii există transformatoare cu rapoarte de tensiune inegale (cel ridicător şi cel coborîtor de tensiune), iar tensiunile celor două maşini trebuie raportate la o treaptă de tensiune comună, prin intermediul rapoartelor de tensiune respective. Diferenţa de tensiune între U_{bg} şi U_{bm} corespunde pierderii de tensiune pe linie şi transformatoare.

2. Calculul analitic al puterii maxime. Exemplu. Puterea maximă din punctul de vedere al stabilităţii statice în cazul reglării tensiunii se determină, după cum s-a arătat înainte, considerînd tensiunile la borne date şi unghiul între tensiunile interioare $\delta_e = 90^o$. Unghiul corespunzător între tensiunile la borne $\delta_b < 90^o$. Calculul poate fi efectuat analitic, lucrînd cu mărimi complexe. Mai jos vom considera un exemplu numeric, cu datele în unităţi relative.

Fie : $U^*_{bg} = 1{,}1$, $U^*_{bm} = 1$ (sistem de putere infinită), $X^*_{sg} = 0{,}6$, $X^*_e = 1$. Considerăm pe $\bar{U}^*_{bm}$ îndreptat în sensul axei

reale. Vom avea

$$\bar{U}^*_{bg} = U^*_{bg} \cdot \angle \delta_b = 1{,}1 \cdot \angle \delta_b ,$$

$$\bar{U}^*_{eg} = U^*_{eg} \cdot \angle \delta_e .$$

Calculăm, în funcţie de δ_b

$$\bar{I}^* = \frac{\bar{U}^*_{bg} - \bar{U}^*_{bm}}{jX^*_e} = \frac{1{,}1 \angle \delta_b - 1}{j}$$

şi

$$\bar{U}^*_{eg} = \bar{U}^*_{bg} + jX^*_{sg}\,\bar{I}^* = 1{,}1 \angle \delta_b + j\,o{,}6\,\frac{1{,}1 \angle \delta_b - 1}{j} = 1{,}76 \angle \delta_b - o{,}6.$$

Pentru ca δ_e să fie egal cu $9o^o$ este necesar ca partea reală a expresiei de mai sus a lui $\bar{U}_{eg}$ să se anuleze, adică

$$1{,}76 \cos \delta_b - o{,}6 = o,$$

de unde

$$\delta_b = 7o^o .$$

Atunci

$$\bar{U}^*_{eg} = j\,1{,}76 \sin 7o^o = j\,1{,}76 \cdot o{,}94$$

$$U^*_{eg} = 1{,}66 .$$

Prin urmare, puterea maximă este

$$P^*_{max} = \frac{U^*_{eg}\,U^*_{em}}{X^*} = \frac{1{,}66.1}{o{,}6 + 1} = 1{,}o4 ,$$

sau, cu $\delta_b = 7o^o$

$$P^*_{max} = \frac{U^*_{bg}\,U^*_{bm}}{X^*_e} \sin \delta_b = \frac{1{,}1.1}{1} .o{,}94 = 1{,}o4.$$

La alte valori ale lui δ_b se obţine

δ_b	30^o	45^o	60^o	70^o	75^o	90^o
δ_e	44^o	$62,5^o$	$79,5^o$	90^o	95^o	110^o
U^*_{eg}	1,27	1,41	1,54	1,66	1,70	1,87
$P^* = 1,1 \sin \delta_b$	0,55	0,78	0,95	1,04	1,06	1,1

3. Determinarea grafică a puterii maxime. Calculul prezentat cu mărimi complexe s-a efectuat în condiţiile unor simplificări (bare de putere infinită, neglijarea rezistenţei liniei) care deşi nu sînt necesare în principiu, totuşi practic

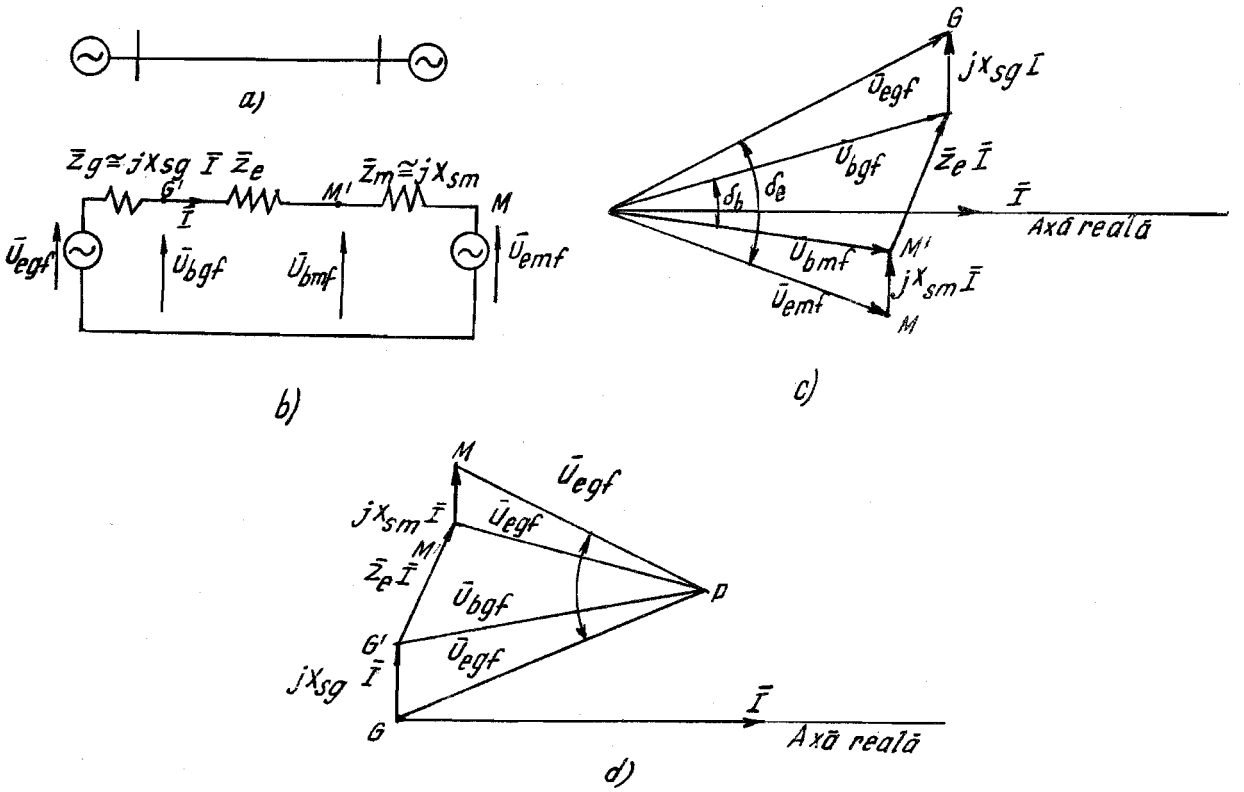


Fig.VIII.38. Schema electrică şi diagrama tensiunilor.

asigură aplicabilitatea metodei, din cauza calculelor care altfel ar fi foarte laborioase. Calculul grafic care se va prezenta permite determinări simple, cu mai puţine ipoteze simplificatoare.

a. Diagrama de impedanţe. In figura VIII.38 s-a reprezentat diagrama tensiunilor pentru schema de transport b în două feluri: diagrama obişnuită (fig. VIII.38,c) şi cea inversată (fig. VIII.38,d) în care căderile de tensiune se adună succesiv de la începutul schemei spre sfîrşitul ei (G-G'-M'-M).

Împărţind toate tensiunile din figura VIII.38,d cu $\bar{I}(=I)$ se obţine o diagramă de impedanţe (fig.VIII.39). Rezistenţele sînt reprezentate după axa reală, reactanţele după axa imaginară. Unele impedanţe sînt mărimi de calcul, impedanţe fictive, fiind raportul dintre tensiunea de fază şi curentul de linie într-un punct al reţelei ($\frac{\bar{U}_{egf}}{\bar{I}}$, $\frac{\bar{U}_{bgf}}{\bar{I}}$, $\frac{\bar{U}_{bmf}}{\bar{I}}$, $\frac{\bar{U}_{emf}}{\bar{I}}$). Ele sînt impedanţele măsurate (sau "văzute") de organul de măsură al unui releu de impedanţă. Impedanţele fictive nu sînt constante în timp, de aceea în figura VIII.39 punctul P nu este fix. Sînt fixe însă impedanţele reale, care s-au reprezentat cu linie îngroşată.

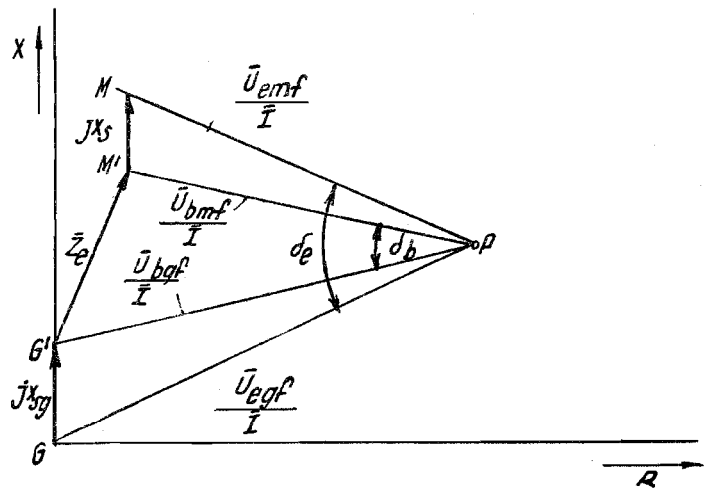


Fig. VIII.39. Diagrama de impedanţe.

b. Calculul grafic la o reţea cu pierderi. Exemple. In legătură cu poziţia punctului P se pun următoarele condiţii pentru determinarea puterii maxime din punctul de vedere al stabilităţii statice:

- tensiunile la borne sînt constante şi date,
- unghiul δ_e are valoarea limită $90^o - \alpha_{12}$ (relaţia VIII.37).

Din prima condiţie rezultă

$$\frac{G'P}{M'P} = \frac{\frac{U_{bgf}}{I}}{\frac{U_{bmf}}{I}} = \frac{U_{bgf}}{U_{bmf}} = \text{const.}, \qquad \text{(VIII.7o)}$$

iar a doua este

$$\delta_e = 90^\circ - \alpha_{12} = \text{const.} \qquad \text{(VIII.71)}$$

Se pune deci problema determinării poziţiei punctului P prin locul geometric (VIII.7o) al punctelor P ale căror distanţe la punctele fixe G' şi M' sînt în raport constant şi cunoscut

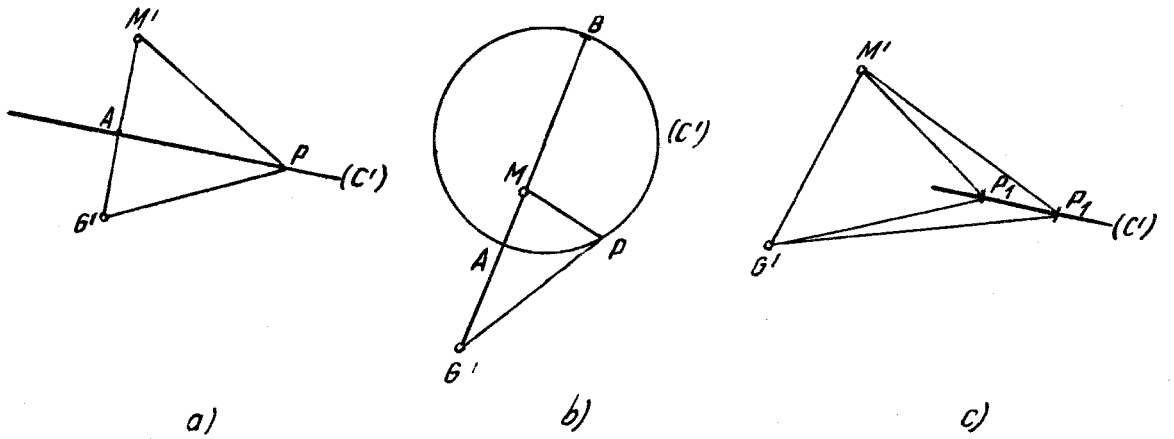


Fig. VIII.4o. Locul geometric pentru $\frac{G'P}{M'P}$ = const.

şi prin locul geometric (VIII.71) al punctelor P care formează un unghi constant şi cunoscut $\delta_e = \widehat{GPM}$ în raport cu alte două puncte fixe G şi M.

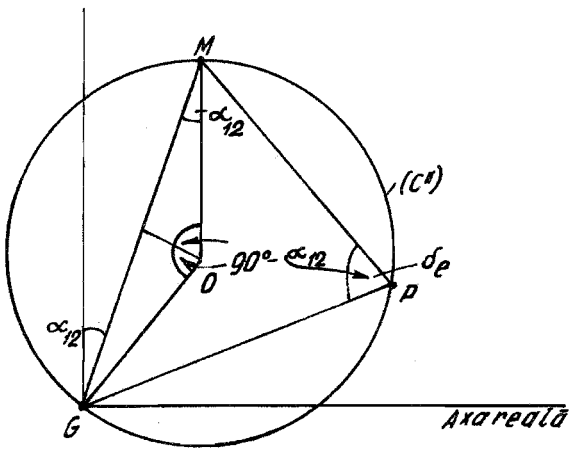


Fig. VIII.41. Locul geometric pentru punctele cu $\delta_e = 90^\circ - \alpha_{12}$.

Locul geometric al punctelor P care satisfac relaţia (VIII.7o) este un cerc (C) (fig. VIII.4o). Dacă cele două distanţe sînt egale avem cazul particular al dreptei din figura VIII.4o,a. In general, cercul se trasează cu AB ca diametru (fig. VIII.4o,b), A şi B satisfăcînd relaţia (VIII.7o). De multe ori cele două distanţe fiind aproape egale B se îndepărtează prea mult; atunci se trasează numai un arc de cerc (C) ca o linie care trece prin cîteva puncte P_1, P_2 (fig. VIII.4o,c) care satisface relaţia (VIII.7o).

Locul geometric al punctelor P care satisfac relaţia (VIII.71) este un cerc (C") (fig. VIII.42) cu centrul în punctul O, determinat astfel încît unghiul $\widehat{MOG} = 2\,(90^{o} - \alpha_{12})$. Atunci unghiul δ_e are valoarea dorită, fiind jumătatea unghiului de la centru.

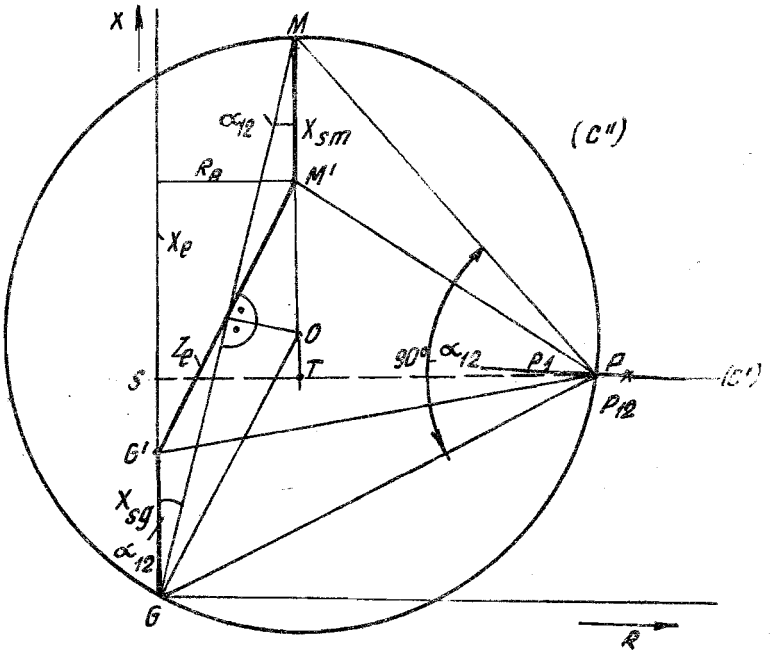


Fig. VIII.42. Determinarea puterii maxime cu diagrama de impedanţe.

Puterea maximă din punctul de vedere al stabilităţii statice se determină cu ajutorul diagramei din figura VIII.42. Aici poziţia punctului P s-a obţinut prin intersecţia cercurilor (C') şi (C"), corespunzătoare relaţiilor (VIII.7o)şi(VIII.71). Segmentele M'P şi G'P, pe lîngă faptul că reprezintă impedanţe care acum se cunosc, reprezintă şi tensiuni cunoscute (tensiunile la borne).Astfel scara tensiunilor devine cunoscută. Curentul I se poate calcula dintr-un raport de tensiune de fază şi impedanţa fictivă corespunzătoare (de exemplu U_{bgf} şi U_{bgf}/I) . In fază cu I sînt tensiunile $U_{gf\parallel}$ şi $U_{mf\parallel}$ reprezentate prin segmentele SP respectiv,TP, deci cunoscute şi ele. Prin urmare puterea debitată de generator şi puterea absorbită de consumator sînt

$$P_{gf} = U_{gf\parallel} \cdot I,$$

$$P_{mf} = U_{mf\parallel} \cdot I.$$

Diferenţa reprezintă pierderile pe linie.

Ca un prim exemplu numeric vom considera cazul rezolvat analitic la punctul C.2. S-a construit întîi (fig.VIII.43)cercul cu diametrul $X^{*} = X^{*}_{sg} + X^{*}_{e} = 0{,}6 + 1 = 1{,}6$ u.r. → 8 cm (scara impedanţelor 1 u.r. → 5 cm).

S-a trasat apoi arcul de cerc (C') prin punctele P_1 şi P_2, care se găsesc la distanţe de G' şi M' proporţionale cu tensiunile la borne

$$\begin{cases} P_2G' = 55 \text{ mm} \\ P_2M' = 50 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\begin{cases} P_1G' = 38,5 \text{ mm} \\ P_1M' = 35 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\begin{cases} U^*_{bg} = 1,1 \\ U^*_{bm} = 1 \end{cases}$$

Din diagramă rezultă $PM' = 41 \text{ mm} \rightarrow U^*_{bm} = 1$ u.r. care reprezintă deci scara tensiunilor. Impedanţa corespunzătoare este $\frac{4,1 \text{ cm}}{5 \text{ cm/u.r.}} = 0,82$ u.r. Prin urmare $I^* = \frac{1}{0,82} = 1,22$ u.r. Se măsoară

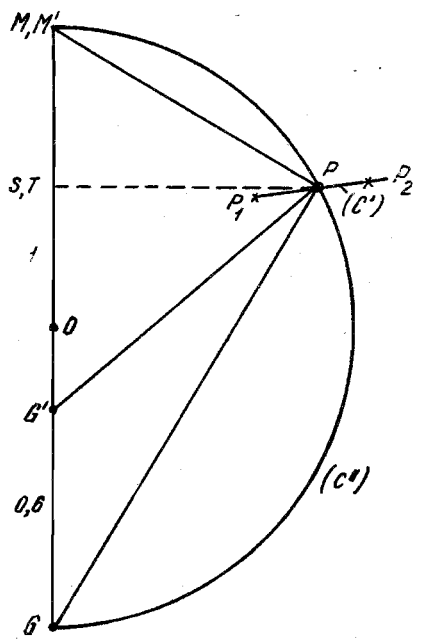


Fig.VIII.43. Linie fără rezistenţă.

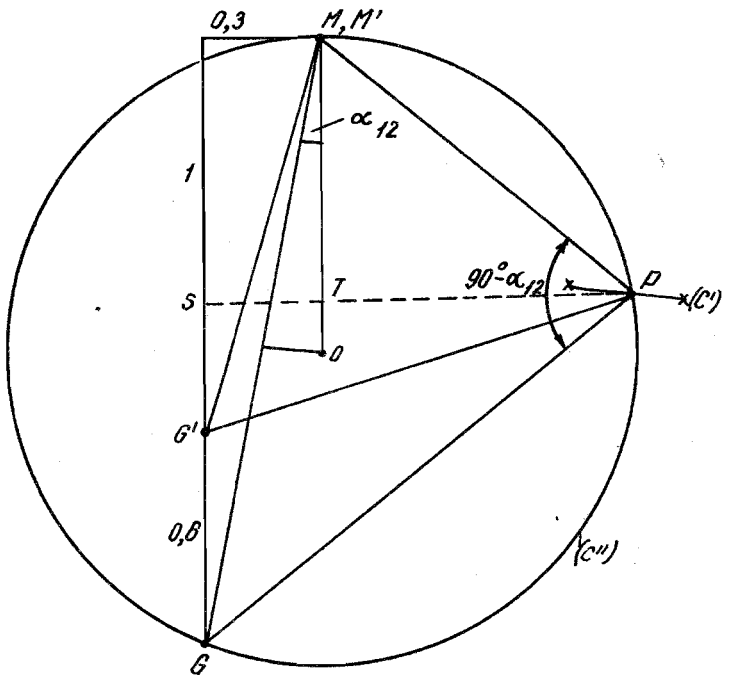


Fig. VIII.44. Linie cu rezistenţă ohmică.

apoi PS = 35 mm. Rezultă $U^*_{II} = \frac{35 \text{ mm}}{41 \text{ mm/u.r.}} = 0,85$ u.r. Puterea transmisă va fi $P^* = U^*_{II} \, I = 0,85 \cdot 1,22 = 1,04$ u.r. Ea se putea calcula şi determinînd pe U^*_{eg} ($U^*_{em} = U^*_{bm} = 1$), măsu-

rînd lungimea segmentului PG = 68 mm. Se obţine: $U^*_{eg} = \frac{68 \text{ mm}}{41 \text{ mm/u.r.}} =$ = 1,66 u.r. Rezultă: $P^* = \frac{U^*_{eg} U^*_{em}}{X^*} = \frac{1,66.1}{1,6} = 1,04$ u.r.

Considerăm acum acelaşi exemplu, însă cu o linie avînd şi rezistenţă ohmică: $R_e = 0,3$. Construcţia grafică este redată în figura VIII.44. Scara impedanţelor a fost păstrată aceeaşi ca în figura VIII.43. Măsurînd lungimea segmentului PM' rezultă scara tensiunilor: 1 u.r. → 52,5 mm. Impedanţa corespunzătoare este: $\frac{5,25 \text{ cm}}{5 \text{ cm/u.r.}} = 1,05$ u.r. Prin urmare $I^* = \frac{1}{1,05} =$ = 0,95 u.r. Se măsoară apoi PT = 40,5 mm. Rezultă cu scara tensiunilor

$$U^*_{m''} = \frac{40,5 \text{ mm}}{52,5 \text{ mm/u.r.}} = 0,772 \text{ u.r.}$$

Puterea absorbită de sarcină (motor sincron) va fi $P^* = U^*_{m''} I^* =$ = 0,772.0,95 = 0,734 u.r., sensibil mai mică decît în lipsa rezistenţei.

c. Calculul algebric. Exemplu. Pe baza diagramei circulare construite pentru cazul cînd rezistenţele se neglijează (fig. VIII.45) se poate determina şi direct, prin calcul algebric puterea maximă din punctul de vedere al stabilităţii statice.

In diagramă s-au trasat drepte ajutătoare M'M' şi G'G", paralele cu GP, respectiv MP. Rezultă, din asemănarea triunghiurilor formate

$$M'M' = GP \frac{X_{sm}}{X},$$

$$M''P = MP \frac{X_{sg} + X_e}{X},$$

$$G'G'' = MP \frac{X_{sg}}{X},$$

$$G''P = GP \frac{X_{sm} + X_e}{X}.$$

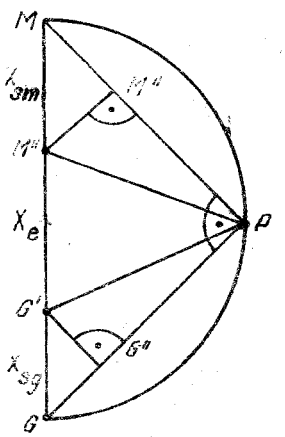


Fig.VIII.45. Diagramă pentru determinarea expresiei algebrice a puterii maxime.

Acestea sînt catete în triunghiurile dreptunghice M'M'P şi G'G"P. Ipotenuzele vor fi

$$(M'P)^2 = (GP \cdot \frac{X_{sm}}{X})^2 + (MP \frac{X_{sg} + X_e}{X})^2,$$

$$(G'P)^2 = (GP \frac{X_{sm} + X_e}{X})^2 + (MP \frac{X_{sg}}{X})^2.$$

Inmulţind cu $3I^2$ ambele relaţii se obţine

$$U_{bm}^2 = U_{eg}^2 \left(\frac{X_{sm}}{X}\right)^2 + U_{em}^2 \left(\frac{X_{sg}+X_e}{X}\right)^2 , \qquad \text{(VIII.72)}$$

$$U_{bg}^2 = U_{eg}^2 \left(\frac{X_{sm}+X_e}{X}\right)^2 + U_{em}^2 \left(\frac{X_{sg}}{X}\right)^2 .$$

În aceste ecuaţii singurele necunoscute sînt U_{eg} şi U_{em}. Ele se determină uşor, ecuaţiile fiind liniare. Cunoscîndu-le, puterea maximă se calculează din relaţia

$$P_{max} = \frac{U_{eg} \cdot U_{em}}{X} .$$

Fie, ca în exemplele precedente, $X_{sg}^* = 0,6$, $X_e^* = 1$, $X_{sm}^* = 0$, $U_{bg}^* = 1,1$, $U_{bm}^* = 1$. Rezultă $X^* = 1,6$, iar ecuaţiile (VIII.72) devin

$$1 = U_{eg}^{*2} \cdot 0 + U_{em}^{*2} ,$$

$$1,1^2 = U_{eg}^{*2} \left(\frac{1}{1,6}\right)^2 + U_{em}^{*2} \left(\frac{0,6}{1,6}\right)^2 .$$

Din prima $U_{em}^* = 1$, iar din a doua

$$U_{eg}^* = \sqrt{(1,1 \cdot 1,6)^2 - 0,6^2} = 1,66 .$$

Puterea maximă va fi

$$P_{max}^* = \frac{U_{eg}^* U_{em}^*}{X^*} = \frac{1,66 \cdot 1}{1,6} = 1,04 ,$$

valoare care coincide cu rezultatele determinărilor precedente.

d. <u>Cazul reţelei complexe. Exemplu</u>. Dacă între barele celor două maşini există o reţea complexă (fig. VIII.46), aceasta se poate reduce la o schemă în π (fig. VIII.47). Se poate efectua o nouă simplificare considerînd în capătul elementelor transversale X_{tg} şi X_{tm} generatoare cu tensiune zero ($\bar{U} = 0$).

Acestea sînt în paralel cu generatoarele sursei. Există un generator echivalent cu admitanţa egală cu admitanţele maşinilor puse în paralel

$$\bar{Y}_{ech} = \Sigma \bar{Y}$$

şi cu tensiunea

$$\bar{U}_{ech} = \frac{\Sigma \bar{U}\,\bar{Y}}{\Sigma \bar{Y}} ,$$

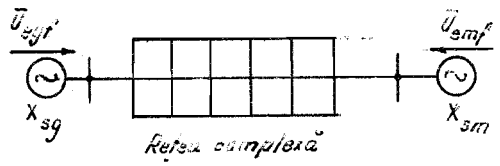


Fig. VIII.46. Reţea de legătură complexă.

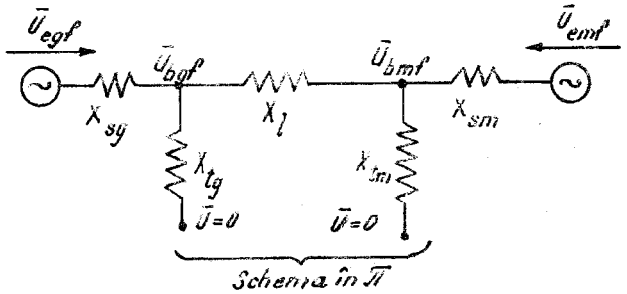


Fig.VIII.47. Reducerea schemei.

adică cu acelaşi curent de scurtcircuit. Rezultă deci schema din figura VIII.48. Aici

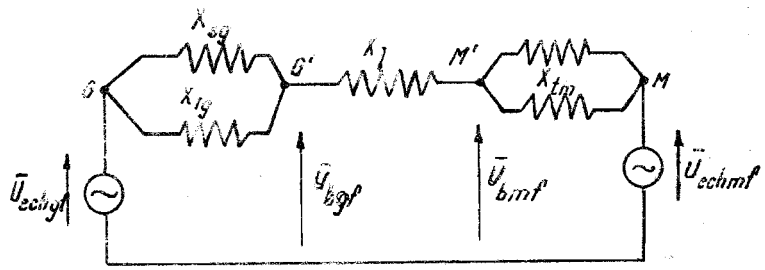


Fig. VIII.48. Schema de calcul.

$$\bar{U}_{ech\ gf} = \frac{\bar{U}_{egf}\frac{1}{X_{sg}} + 0 \cdot \frac{1}{X_{tg}}}{\frac{1}{X_{sg}} + \frac{1}{X_{tg}}} = \bar{U}_{egf}\frac{X_{tg}}{X_{sg} + X_{tg}} ,$$

$$\bar{U}_{ech\ mf} = \bar{U}_{emf}\frac{X_{tm}}{X_{sm} + X_{tm}} .$$

Cunoaşterea acestor mărimi însă nu este necesară, deoarece puterea maximă se determină, cunoscîndu-se tensiunile la borne U_{bgf} şi U_{bmf} şi limitînd numai unghiul e între tensiunile interioare.

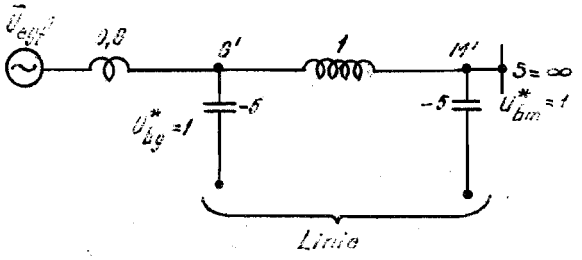


Fig.VIII.49.Exemplu de calcul.

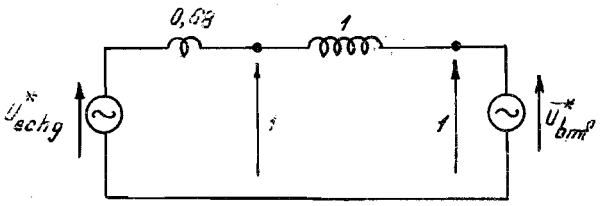


Fig. VIII.5o. Schema de calcul.

Exemplu. Fie schema din figura VIII.49. Reactanţa capacitivă la barele de putere infinită poate fi lăsată la o parte. Punînd cealaltă reactanţă capacitivă în paralel cu reactanţa generatorului, se obţine

$$X_{echg} = \frac{o,6\ (-5)}{o,6+(-5)} = o,68$$

Rezultă schema din figura VIII.5o. De aici

$$\bar{I}^* = \frac{1\,\angle \delta_b - 1}{j.1} = \frac{\angle \delta_b - 1}{j},$$

$$U^*_{echg} = 1\,\angle \delta_b + j\ o,68\,\frac{\angle \delta_b - 1}{j} = 1,68.\angle \delta_b - o,68.$$

Pentru ca această tensiune să nu aibă componentă reală este necesar ca

$$1,68 \cos \delta_b = o,68\ ,$$

$$\delta_b = 66^o1o'\ .$$

Atunci

$$\bar{U}^*_{ech\ g} = 1,68 \sin \delta_b = 1,54\ u.r.$$

şi

$$P^*_{max} = \frac{1,54.1}{o,68 + 1} = o,91\ u.r.$$

e. Impedanţa aparentă la pendulări. La pendulări tensiunile din întrefier U δ_g şi U δ_m rămîn constante, deoarece fluxul din întrefier nu poate varia datorită curenţilor liberi din înfăşurarea de excitaţie. Prin urmare raportul (fig. VIII. 51)

$$\frac{GP}{MP} = \text{const.},$$

iar locul geometric al lui P este un cerc. Dacă sistemul de axe R, X se plasează în punctul în care ne interesează impedanţa aparentă (punctul b în figura VIII.51), atunci dreapta

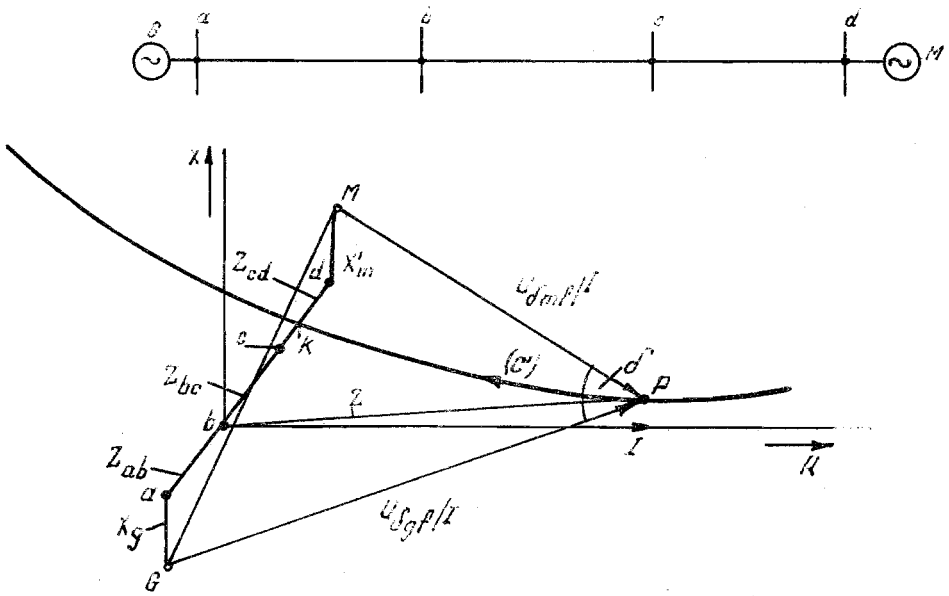


Fig. VIII.51. Impedanţa aparentă la pendulări.

dusă din P pînă în origine ne va da chiar această impedanţă, deoarece ea reprezintă raportul tensiunii de fază şi a curentului de linie.

Se observă, că la valori mici ale lui δ impedanţa aparentă este aproape pur ohmică.

Dacă la pendulări δ creşte, P se deplasează pe arcul de cerc (C') în sensul indicat de săgeată. La $\delta \cong 180^o$, punctul P ajunge în K. Atunci impedanţa aparentă devine egală cu cea care apare la un scurtcircuit în K, căci atunci tensiunea măsurată în b este egală cu căderea între b şi K. Prin urmare la pendulări există pericolul ca protecţia să comande întrerupe-

rea liniei, impedanţa aparentă devenind egală cu cea de scurt-circuit.

În figura VIII.51 reactanţele interioare ale maşinilor sînt reactanţele tranzitorii (reactanţe de dispersie).

4. Influenţa sarcinii asupra stabilităţii statice. Fie U tensiunea dintr-un nod al reţelei. Din expresia

$$P = \frac{U_g U}{X} \sin \delta$$

rezultă că la micşorarea lui U, la o putere P dată, unghiul δ va creşte, astfel încît generatorul considerat avînd tensiunea U_g poate ieşi din sincronism.

De aceea stabilitatea tensiunii din nodurile reţelei influenţează direct stabilitatea statică a sistemului.

La reţele complexe este adesea dificil să se examineze variaţia puterilor în funcţie de δ şi să se tragă concluzia că sistemul este stabil pe baza criteriului că puterea trebuie să crească la creşterea unghiului de defazare δ (criteriul $\frac{dP}{d\delta} > 0$). Se preferă să se examineze dacă tensiunea U în noduri este suficient de stabilă.

Tensiunea U dintr-un nod este menţinută în apropierea valorii nominale de către generatoarele sistemului în primul rînd de cele mai apropiate. Căderea de tensiune este produsă în primul rînd de puterea reactivă. De aceea, stabilitatea tensiunii se examinează în funcţie de puterea reactivă consumată în nodul respectiv. Pentru aceasta se determină la o micşorare a tensiunii cu dU, micşorarea puterii reactive generate dQ_g şi micşorarea puterii reactive cerută de consumator dQ_c. Tensiunea U se menţine stabilă dacă puterea reactivă produsă scade mai puţin decît cea cerută, adică $dQ_g < dQ_c$. Notînd deci cu

$$Q = Q_g - Q_c \qquad \text{(VIII.73)}$$

excedentul de putere reactivă, criteriul stabilităţii tensiunii va fi $\frac{dQ}{dU} < 0$. Acest criteriu ne arată că la micşorarea tensiunii faţă de valoarea de echilibru la care $Q_g = Q_c$, adică la $dU < 0$, rezultă $dQ > 0$ şi prin urmare se obţine un surplus de putere reactivă, care restabileşte tensiunea.

Criteriul $\frac{dQ}{dU} < 0$ poate fi exprimat şi astfel

$$\frac{dQ_g}{dU} < \frac{dQ_c}{dU} \quad . \qquad \text{(VIII.74)}$$

Puterea reactivă debitată de un generator are expresia

$$Q_g = 3\,U_f I_r = 3\,U_f \frac{U_{gf} - U_f}{X} = \frac{U_g U - U^2}{X} \quad . \qquad \text{(VIII.75)}$$

Variaţia ei este reprezentată în funcţie de U în figura VIII.52.

Variaţia lui Q_c în funcţie de U se prezintă în general sub forma unei curbe ascendente, avînd gradul 2 dacă susceptanţa consumatorului este constantă (fig. VIII.52). In general, se poate considera la o susceptanţă variabilă

$$\frac{dQ_c^*}{dU^*} = 1{,}5 \ldots 2{,}5 \quad .$$

Inlocuind $\frac{dQ_c}{dU}$ în VIII.74, rezultă că înclinaţia curbei Q_g funcţie de U nu trebuie să fie prea mare, pentru ca funcţionarea să fie stabilă. Acesta este cazul pentru punctele din figura VIII.52, situate la dreapta lui A, adică la tensiuni nu prea mici.

Practic se poate considera că funcţionarea este stabilă la tensiuni $U > (0{,}85 \ldots 0{,}9)U_n$ în lipsa reglării tensiunii, respectiv $U > (0{,}75 \ldots 0{,}8)U_n$ în cazul reglării automate a tensiunii (cazul general).

În general nu se va admite funcţionarea cu $U < (0{,}85 \ldots 0{,}9)U_n$, pentru că stabilitatea se poate pierde prin ieşirea din funcţie a sistemului de reglare automată a tensiunii sau prin şocuri de putere reactivă, ca, de exemplu, pornirea asincronă a unor mari maşini sincrone, pornirea unor motoare asincrone mari, pierderea excitaţiei unor generatoare sincrone, dar mai ales datorită unor scurtcircuite.

La scăderea tensiunii sub valoarea de circa $0{,}7\,U_n$, stabilitatea se pierde datorită opririi motoarelor asincrone, prin faptul că cuplul lor maxim este proporţional cu pătratul ten-

siunii. In urma opririi lor, ele absorb mari puteri reactive, astfel încît tensiunea scade brusc, la valori foarte mici. Oprirea motoarelor asincrone mai este posibilă chiar şi la tensiuni mai mari decît o,7 U_n în situaţia în care ele fiind alimentate în puncte slabe ale reţelei, deci cu X mare, reactanţa reţelei adăugîndu-se la reactanţa proprie a motorului, produce micşorarea cuplului de răsturnare.

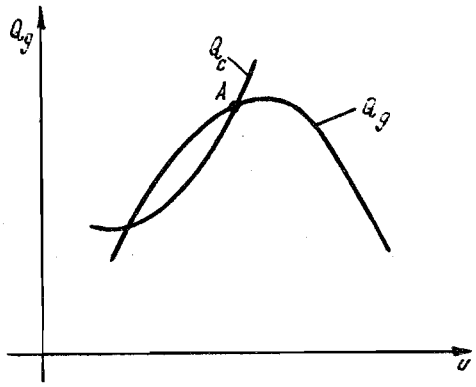


Fig.VIII.52. Variaţia puterilor reactive în funcţie de tensiune.

In concluzie, stabilitatea sistemului trebuie examinată după criteriul $\frac{dQ}{dU}$, în special în punctele în care pot să apară mari căderi de tensiune şi unde sînt posibile importante şocuri de putere reactivă.

Capitolul IX

REPARTIZAREA SARCINILOR ÎNTRE CENTRALE ŞI REGLAREA FRECVENŢEI

A. REPARTIZAREA SARCINILOR ÎN REGIM PERMANENT

In sistemele electrice, sarcinile sînt în continuă variaţie. Puterile mecanice trebuie să varieze în mod corespunzător, deoarece sistemul electric este practic lipsit de posibilitatea de a acumula energie. De fapt masele în rotaţie ale generatoarelor, ale turbinelor şi ale motoarelor electrice au acumulată energie cinetică, dar eliberarea acesteia (sau acumularea) pentru a acoperi diferenţa de putere între cea electrică şi mecanică nu se produce decît prin variaţia turaţiei şi deci a frecvenţei. Avem

$$M \frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e = \Delta P, \qquad (IX.1)$$

cu $\omega = 2\pi f$.

Prin urmare, se vede că reglarea frecvenţei se bazează pe modificarea puterii mecanice, astfel încît puterea accelerătoare să fie zero.

În regim permanent avem $f = const.$, $P_m = P_e$. Puterea electrică cerută de consumatori trebuie repartizată între centralele sistemului, iar în cadrul centralei pe agregate. Se cere deci ca

$$\Sigma P_i - p = \Sigma P_c = dat, \qquad (IX.2)$$

adică suma puterilor generate ΣP_i trebuie să fie egală cu suma impusă a puterilor consumate ΣP_c, plus pierderile p în reţea.

Criteriul de repartizare este acela ca suma cheltuielilor de producţie a energiei electrice în centrale să fie minimă

$$\Sigma K_i = \min. \qquad (IX.3)$$

1. Repartizarea pe agregate. Presupunem că puterea totală care se debitează de centrală este dată. Problema pierderilor în reţea nu se pune. Relaţia (IX.2) ia deci forma simplă

$$\Sigma P_i = \text{dat.} \qquad (IX.4)$$

În cadrul aceleiaşi centrale, cheltuielile devin minime dacă consumul total de combustibil devine minim

$$\Sigma B_i = \min, \qquad (IX.5)$$

sau dacă agregatele se alimentează de la cazane de acelaşi fel, consumul total de abur trebuie să fie minim.

Înmulţind (IX.4) cu $-\lambda$ şi adăugînd la (IX.5), suma S trebuie şi ea să aibă valoare minimă

$$S = \Sigma B_i - \lambda \Sigma P_i = \min. \qquad (IX.6)$$

Pentru aceasta este necesar ca

$$\frac{\partial S}{\partial P_i} = o \ (i = 1,2, \ldots n) ,$$

sau, cum B_i nu depinde decît de P_i,

$$\frac{dB_i}{dP_i} - \lambda = o,$$

sau

$$\frac{dB_i}{dP_i} = \lambda \ (i=1,2,\ldots n). \qquad (IX.7)$$

Se vede că (IX.5) are valoare extremală, dacă consumurile specifice diferenţiale $\frac{dB_i}{dP_i}$ sînt toate egale între ele. Cele n puteri P_i şi constanta λ se determină din relaţiile (IX.4) şi (IX.7).

Din condiţiile (IX.7) nu rezultă că ΣB_i = min, ci numai că ΣB_i are valoare extremală. Pentru ca aceasta să fie un minim, este necesar ca $\frac{dB_i}{dP_i}$ să crească în raport cu P_i. Exprimînd pe B_i în aceeaşi unitate ca şi P_i, adică prin puterea calorică [kW, MW] se obţine caracteristica din figura IX.1. Din condiţia (IX.4) rezultă în cazul a două agregate

$$\Delta P_2 = - \Delta P_1 ,$$

deci creşterea consumului total va fi

$$\Delta(B_1 + B_2) = \frac{d(B_1+B_2)}{d P_1} \Delta P_1 + \frac{d^2(B_1+B_2)}{dP_1^2} \cdot \frac{\Delta P_1^2}{2!} + \ldots =$$

$$= \left(\frac{dB_1}{dP_1} - \frac{dB_2}{dP_2}\right) \Delta P_1 + \left(\frac{d^2B_1}{dP_1^2} + \frac{d^2B_2}{dP_2^2}\right) \frac{\Delta P_1^2}{2} + \ldots \quad (IX.8)$$

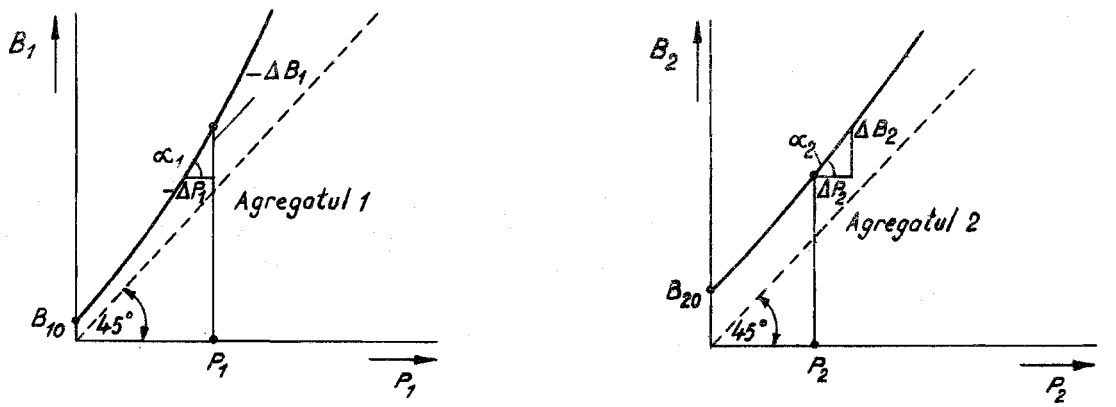


Fig. IX.1. Două caracteristici de consum.

Neglijînd al doilea termen din membrul drept, rezultă condiţia de valoare extremală pentru $B_1 + B_2$:

$$\frac{dB_1}{dP_1} = \frac{dB_2}{dP_2}$$

sau

$$tg \alpha_1 = tg \alpha_2 . \quad (IX.9)$$

Dacă această condiţie este satisfăcută, relaţia (IX.8) devine

$$\Delta(B_1 + B_2) = \left(\frac{d^2B_1}{dP_1^2} + \frac{d^2B_2}{dP_2^2}\right)\frac{\Delta P_1^2}{2} + \ldots$$

Semnul lui $\Delta(B_1 + B_2)$ depinde numai de semnul mărimilor din paranteza din membrul drept. Vom avea un minim dacă

$$\frac{d^2B_1}{dP_1^2} > 0,$$

$$\frac{d^2B_2}{dP_2^2} > 0,$$

adică curbele de consum trebuie să aibă concavitatea în sus.

În cazul figurii IX.1

$$\operatorname{tg} \alpha_1 > \operatorname{tg} \alpha_2.$$

Pentru a reduce deci consumul total este necesar, corespunzător relaţiei (IX.8) ca

$$\Delta P_1 < 0 \quad (\Delta P_2 = -\Delta P_1 > 0).$$

Aceasta duce la descărcarea primei maşini, la încărcarea celei de-a doua, pînă la satisfacerea egalităţii (IX.9) sau la completa descărcare, respectiv completa încărcare a uneia din maşini.

La prezentarea de mai sus s-au considerat agregatele în mers şi nu s-a pus problema oportunităţii conectării sau deconectării unui agregat. Această problemă se pune datorită existenţei unui consum în gol (B_{1o} şi B_{2o} în fig.IX.1). Rezolvarea problemei se face astfel: se consideră la o putere totală dată diferite combinaţii de agregate în funcţie; pentru fiecare combinaţie se determină pe baza criteriului (IX.7) repartizarea optimă şi consumul total: acea combinaţie va fi optimă la care consumul total va fi cel mai mic.

Există prin urmare pentru fiecare putere totală o combinaţie optimă de agregate care trebuie să fie în funcţie şi de asemenea şi încărcarea indicată pentru fiecare din ele, pentru ca relaţia (IX.5) să fie satisfăcută. Corespunzător unui asemenea plan rezultă consumul total pe centrală, în funcţie de puterea totală (fig. IX.2). Discontinuităţile la curba de consum indică conectarea unui nou agregat.

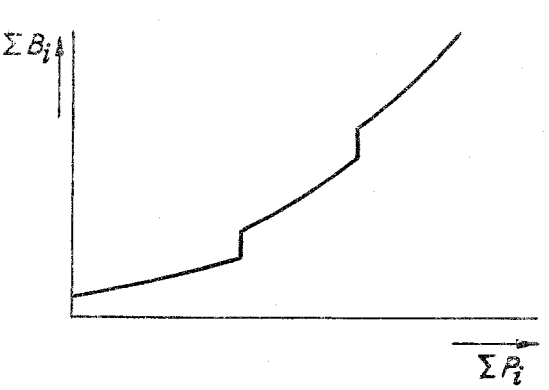


Fig. IX.2. Caracteristica de consum pentru centrală.

2. <u>Repartizarea pe centrale.</u> Repartizarea puterilor pe centrale se face pe baza relaţiilor (IX.2) şi (IX.3). In relaţia (IX.3), fiecare K_i este funcţie cunoscută sub formă grafică de P_i. Prin urmare şi $\frac{dK_i}{dP_i}$ este funcţie cunoscută de P_i figura IX.3 , practic liniară.

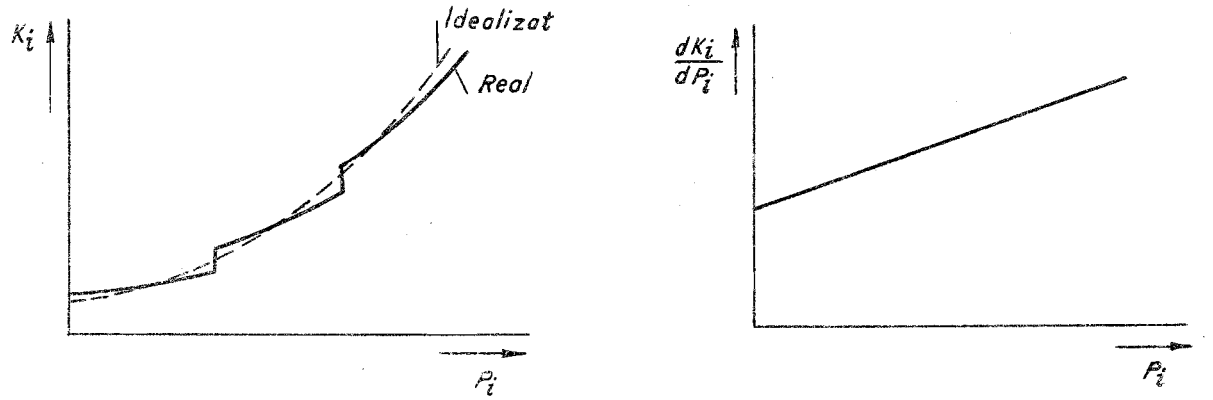


Fig.IX.3. Caracteristici de cheltuieli pentru o centrală.

De condiţia (IX.2) se ţine seama înmulţind relaţia cu multiplicatorul lui Lagrange $-\lambda$ şi căutînd minimul sumei

$$S = \Sigma K_i - \lambda (\Sigma P_i - p).$$

Aceasta se obţine dacă

$$\frac{\partial S}{\partial P_i} = \frac{dK_i}{dP_i} - \lambda \left(1 - \frac{\partial p}{\partial P_i}\right) = 0 \qquad (IX.10)$$

$$(i = 1,2, \ldots n)$$

sau

$$\frac{\frac{dK_i}{dP_i}}{1 - \frac{\partial p}{\partial P_i}} = \lambda \quad (i = 1,2, \ldots n) \qquad (IX.11)$$

Relaţiile (IX.11) sînt analoge cu (IX.7). Numărătorul exprimă cheltuielile specifice diferenţiale raportate la puterea de la barele centralei. Numitorul este o corecţie, astfel încît λ reprezintă cheltuielile specifice diferenţiale raportate la puterea disponibilă la consumator. Intr-adevăr (IX.11)se poate pune sub forma

$$\frac{dK_i}{dP_i - \frac{\partial p}{\partial P_i} dP_i} = \frac{dK_i}{dP_i'} = \lambda . \qquad (IX.12)$$

Cum $\frac{\partial p}{\partial P_i} dP_i$ reprezintă partea din dp care revine centralei i, rezultă că dP_i' este diferenţiala puterii disponibile în "centrul" de consum. Rezultă deci că la repartizarea optimă orice creştere de putere a consumatorilor poate fi acoperită cu acelaşi preţ de cost diferenţial (lei/oră pe 1 kW suplimentar de consum) de la oricare centrală. Din (IX.1o) rezultă

$$\frac{dK_i}{dP_i} + \lambda \frac{\partial p}{\partial P_i} = \lambda , \qquad (IX.13)$$

adică costul unui kW produs în centrală plus costul pierderilor în reţea aferente transportului acestui kW pînă în centrul de consum trebuie să fie acelaşi pentru toate centralele.

Acest rezultat este firesc, deoarece corespunde ideii că la costuri inegale, puterea suplimentară va fi cerută de la centrala care are preţul de cost pentru această putere suplimentară (preţul de cost diferenţial) mai scăzut. Aceasta duce apoi la egalarea preţurilor de cost diferenţiale, deoarece $\frac{dK_i}{dP_i}$ creşte în general în raport cu P_i (fig. IX.3).

Dezvoltările prezentate nu sînt valabile la centrale la care nu pot fi stabilite caracteristici de cheltuieli în funcţie de putere cum ar fi centralele hidroelectrice cu acumulare.

3. Derivata pierderilor în reţea. La calculul repartizării optime a puterilor a intervenit derivata $\frac{\partial p}{\partial P_i}$ a pierderilor în reţea. Referindu-ne la o fază avem

$$\hat{s}_f = \sum \hat{U}_{if}\, \bar{I}_i - \sum \hat{U}_{kf}\, \bar{I}_k \,, \qquad \text{(IX.14)}$$

unde

$$\begin{aligned} \hat{s}_f &= p_f - j\, q_f \\ \bar{U}_f &= U'_f - j\, U''_f \\ \bar{I} &= I' - j\, I'' \,. \end{aligned} \qquad \text{(IX.15)}$$

În (IX.14), indicele i se referă la centrale, indicele k la consumatori.

Înlocuind (IX.15) în (IX.14) rezultă partea reală

$$p_f = \sum (U'_{if}\, I'_i + U''_{if}\, I''_i) - \sum (U'_{kf}\, I'_k + U''_{kf}\, I''_k) \qquad \text{(IX.16)}$$

Între curenţi există legătura

$$\sum \bar{I}_i = \sum \bar{I}_k \,, \qquad \text{(IX.17)}$$

iar tensiunile pot fi măsurate faţă de un punct de referinţă oarecare. Într-adevăr, dacă în (IX.16) adăugăm la toate tensiunile o valoare constantă (diferită pentru componenta reală şi imaginară) şi ţinem seama de (IX.17), expresia pierderilor nu se modifică. De aceea punctul de referinţă poate fi ales astfel încît termenul referitor la consumatori în expresia (IX.16) să se anuleze. Acest punct de referinţă este centrul sarcinilor. Măsurînd deci tensiunile în raport cu centrul sarcinilor se obţine

$$p_f = \sum (U'_{if} I'_i + U''_{if} I''_i). \qquad \text{(IX.18)}$$

Cum pierderile p_f se produc numai pe rezistenţele reţelei, reactanţele acesteia se pot lăsa la o parte, cu condiţia ca prin aceasta să nu se modifice substanţial circulaţia curenţilor în bucle. Atunci U'_{if} nu vor depinde decît de I'_i, iar U''_{if} numai de I''_i. Astfel, pierderile vor avea două componente independente

$$p'_f = \sum U'_{if} I'_i \,,$$
$$p''_f = \sum U''_{if} I''_i \,,$$

iar acestea se vor putea măsura direct prin însumarea puterilor de intrare față de centrul sarcinilor pe un model de curent continuu.

Pentru a obține formula de pierderi în funcție de curenți, exprimăm

$$\bar{U}_{if} = \sum \bar{Z}_{ij}\, \bar{I}_j \,, \qquad \text{(IX.19)}$$

unde

$$\bar{Z}_{ij} = R_{ij} + j\, X_{ij}, \quad \bar{Z}_{ij} = \bar{Z}_{ji} \,. \qquad \text{(IX.20)}$$

Din (IX.15), (IX.19) și (IX.20) rezultă

$$\begin{aligned} U'_{if} &= \sum R_{ij}\, I'_j + \sum X_{ij}\, I''_j \,, \\ U''_{if} &= - \sum X_{ij}\, I'_j + \sum R_{ij}\, I''_j \,. \end{aligned} \qquad \text{(IX.21)}$$

Înlocuind în (IX.18) se obține

$$p_f = \sum R_{ij}\, (I'_i\, I'_j + I''_i\, I''_j), \quad (R_{ij}=R_{ji}), \qquad \text{(IX.22)}$$

sau, pe trei faze

$$p = 3\, p_f \cong \frac{1}{U_n^2} \sum R_{ij}(P_iP_j+Q_iQ_j) = \sum B_{ij}(P_iP_j+Q_iQ_j) \qquad \text{(IX.23)}$$

$$(B_{ij} = B_{ji}),$$

unde

$$B_{ij} = \frac{R_{ij}}{U_n^2} \,. \qquad \text{(IX.24)}$$

Adesea puterile reactive sînt proporționale cu cele active. Atunci formula de pierderi cu coeficienții B ia forma simplă

$$p = \sum B_{ij}\, P_i\, P_j, \qquad \text{(IX.25)}$$

cu

$$B_{ij} = \frac{R_{ij}}{U_n^2 \cos^2 \varphi} \,.$$

Din (IX.22) se obţine

$$\frac{\partial P_f}{\partial I_i'} = 2 \sum R_{ij} I_j' = 2 U_{icc} \,. \qquad (IX.26)$$

Se observă din prima relaţie (IX.21) că U_{icc} este tensiunea U_{if}' măsurată între borna i şi centrul sarcinilor într-un model de reţea de curent continuu la care evident $X_{ij} = o$. Prin urmare

$$\frac{\partial p}{\partial P_i} = \frac{1}{U_{nf}} \cdot \frac{\partial P_f}{\partial I_i'} = 2 \frac{U_{icc}}{U_{nf}} = 2 U_{icc}^* \,, \qquad (IX.27)$$

adică derivata $\frac{\partial p}{\partial P_i}$ căutată este egală cu dublul căderii relative de tensiune măsurate (faţă de centrul sarcinilor) pe modelul de curent continuu, care reproduce partea de rezistenţe a reţelei reale.

Centrul sarcinilor se realizează pe model cu un punct de stea artificial, format din rezistenţe conectate la bornele de consumatori şi avînd conductanţe proporţionale cu curenţii de sarcină respectivi.

B. REPARTIZAREA TRANZITORIE A ŞOCULUI DE PUTERE PE CENTRALE

Un şoc de putere, adică o variaţie bruscă a puterii într-un punct al sistemului se repartizează pe centrale şi agregate în primul moment, în funcţie de distanţa acestora, apoi proporţional cu momentele de inerţie independent de distanţă, iar prin intervenţia regulatoarelor de turaţie, repartizarea puterii se schimbă din nou, corespunzător cu caracteristica acestora; în urma reducerii frecvenţei la valoarea normală de către centrala regulatoare de frecvenţă, puterile centralelor se restabilesc apoi la valorile lor iniţiale; în fine, puterea totală fiind modificată, dispecerul central va comanda o nouă repartizare staţionară a puterilor, corespunzătoare principiilor economice dezvoltate la punctul precedent.

In cele ce urmează se vor examina fenomenele tranzitorii legate de dinamica maşinilor în rotaţie şi a regulatoarelor lor de turaţie.

1. Repartizarea inițială. In momentul apariției șocului de putere ΔP, frecvența fiind cea normală, regulatoarele de turație nu intervin și deci puterea mecanică rămîne neschimbată. Repartizarea inițială a puterilor, adică repartizarea lor pînă la intervenția regulatoarelor de putere cuprinde două faze: repartizarea pe baza puterilor de sincronizare (dependentă de distanță) și repartizarea pe baza constantelor de inerție (independentă de distanță).

a. Repartizarea pe baza puterilor de sincronizare. Incărcarea bruscă cu ΔP a sistemului într-un punct k produce o defazare în urmă a tensiunii în acest punct cu $\Delta\delta$. Puterea electrică a centralei 1

$$P_1 = \frac{U_{g1}^2}{Z_{11}} \sin\alpha_{11} +$$

$$+ \frac{U_{g1}\,U_{g2}}{Z_{12}} \sin(\delta_1 - \delta_2 - \alpha_{12}) + \ldots \frac{U_{g1}\,U_{gk}}{Z_{1k}} \sin(\delta_1 - \delta_k - \alpha_{1k}) + \ldots$$

suferă o creștere

$$\Delta P_1' = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_k}\,\Delta\delta_k = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_k}(-\Delta\delta) =$$

$$= \frac{U_{g1}\,U_{gk}}{Z_{1k}} \cos(\delta_1 - \delta_k - \alpha_{1k})\,\Delta\delta = P_{s1} \cdot \Delta\delta \,. \qquad (IX.28)$$

In această relație

$$P_{S1} = \frac{U_{g1}\,U_{gk}}{Z_{1k}} \cos(\delta_{1k} - \alpha_{1k}) \qquad (IX.29)$$

reprezintă puterea de sincronizare între centrala 1 și punctul k. Ea este cu atît mai mică cu cît centrala 1 este mai îndepărtată (Z_{1k} mare).

Pe baza relației (IX.28) rezultă pentru șocul de putere rezultant

$$\Delta P = \sum \Delta P_i' = \sum P_{si} \cdot \Delta\delta = \Delta\delta \sum P_{si},$$

de unde

$$\Delta\delta = \frac{\Delta P}{\sum P_{si}} \,. \qquad (IX.30)$$

Inlocuind în (IX.28) se obţine

$$\Delta P_1' = \Delta P \frac{P_{sl}}{\Sigma P_{si}} . \qquad (IX.31)$$

In primul moment, repartizarea puterilor este deci proporţională cu puterea de sincronizare. De aceea, maşinile apropiate se vor încărca dintr-o dată foarte mult, cele îndepărtate aproape de loc.

Inlocuind în ecuaţia mişcării noua putere electrică $P_1 + \Delta P_1'$ se obţine

$$M_1 \frac{d\omega_1}{dt} =$$

$$= P_{m1} - (P_1 + \Delta P_1') =$$

$$= -\Delta P_1' , \qquad (IX.32)$$

de unde

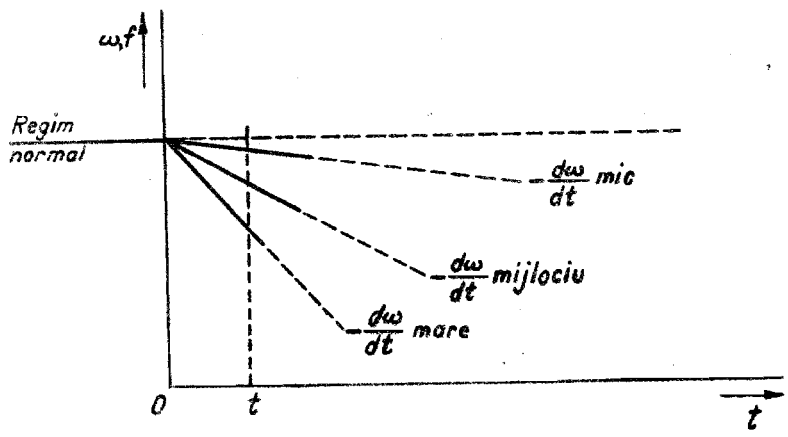


Fig. IX.4. Variaţia iniţială a frecvenţei la trei maşini la o încărcare bruscă.

$$-\frac{d\omega_1}{dt} = \frac{\Delta P_1'}{M_1} . \qquad (IX.33)$$

Viteza de micşorare a frecvenţei diferă deci şi ea, în funcţie de puterea de sincronizare a maşinii considerate figura IX.4 . De aceea într-un moment t, după încărcarea bruscă a maşinilor, frecvenţele individuale diferă; în sistem există frecvenţe diferite.

b. <u>Stabilirea frecvenţei comune în sistem</u>. Situaţia cu frecvenţe diferite în sistem nu poate fi decît de scurtă durată. Intr-adevăr, fie

$$f_1 > f_2 ,$$

adică

$$\omega_1 > \omega_2$$

$$\left(\omega_1 = \frac{d\delta_1}{dt} , \quad \omega_2 = \frac{d\delta_2}{dt} \right) .$$

Rezultă

$$\Delta(\delta_1 - \delta_2) = \int(\omega_1 - \omega_2)dt \ ,$$

adică apare o diferenţă de unghi $\Delta\delta_{12}$ între poziţiile rotoarelor celor două maşini, astfel încît prima maşină va fi frînată suplimentar, iar a doua mai puţin. Ca urmare, după cîteva oscilaţii cu frecvenţa mecanică proprie a maşinilor se stabileşte o viteză de încetinire mijlocie, comună pentru toate maşinile (fig.IX.5) şi o frecvenţă comună, unică în întregul sistem, cu o repartizare a şocului de putere pe unităţi generatoare diferită de cea proporţională cu puterile de sincronizare. Intr-adevăr, cu ω comun pentru toate centralele , avem (vezi relaţia IX.32)

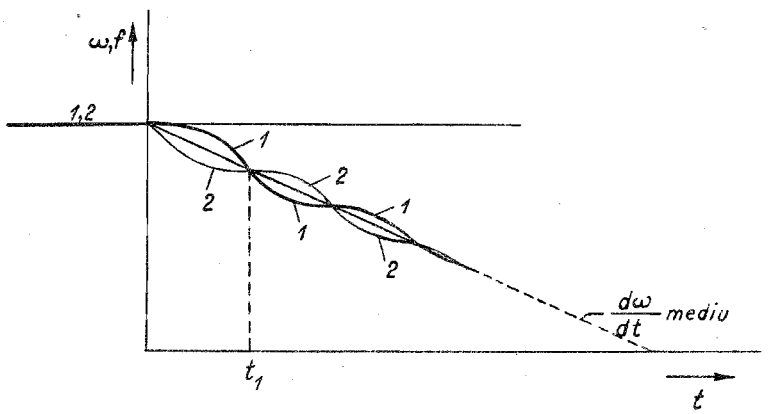


Fig. IX.5. Stabilirea unei viteze medii de micşorare a frecvenţei.

$$\begin{aligned} M_1 \frac{d\omega}{dt} &= -\Delta P''_1 \\ M_2 \frac{d\omega}{dt} &= -\Delta P''_2 \\ &\vdots \\ &\text{etc.} \end{aligned} \qquad \text{(IX.34)}$$

Asemenea relaţii se scriu pentru toate maşinile rotitoare, generatoare şi motoare, sincrone şi asincrone. Insumîndu-le se obţine

$$\frac{d\omega}{dt} \Sigma M_i = -\Sigma \Delta P''_i = -\Delta P,$$

de unde

$$-\frac{d\omega}{dt} = \frac{\Delta P}{\Sigma M_i} \ . \qquad \text{(IX.35)}$$

Viteza micşorării frecvenţei este determinată deci de mărimea şocului de putere şi de constanta de inerţie rezultantă pentru întregul sistem.

Inlocuind (IX.35) în (IX.34) se obţine

$$\Delta P_1'' = \Delta P \frac{M_1}{\Sigma M_i} . \qquad (IX.36)$$

Repartizarea puterii suplimentare este deci, pînă la intervenţia regulatoarelor, proporţională cu constanta de inerţie, independent de puterea de sincronizare şi deci de distanţă. La o maşină independentă $\Delta P_1''$ din (IX.36) este mult mai mare decît $\Delta P_1'$ din (IX.31), şi anume în raportul pantelor exprimate de (IX.35) şi (IX.33). Puterea mărită se transmite datorită unei mari defazări înainte a tensiunii U_{g1}. Creşterea mare a lui σ_1 poate duce uşor la pierderea sincronismului acestei maşini.

c. Influenţa motoarelor asincrone. Un motor asincron are o alunecare determinată de cuplul transmis. Dacă cîmpul rotitor se accelerează, prin creşterea vitezei de rotaţie a acesteia peste cea sincronă, alunecarea creşte şi astfel se dezvoltă un cuplu suplimentar care accelerează şi rotorul. Momentul de inerţie a acestuia fiind relativ mic, mişcarea rotorului va urmări oscilaţiile cîmpului, alunecarea păstrîndu-se practic constantă. Prin urmar motoarele asincrone participă la oscilaţii şi pot fi echivalate cu maşini sincrone legate rigid (cu reactanţă neglijabilă) la tensiune. In general, puterea racordată la reţea sub formă de motoare asincrone este relativ mare (din cauza încărcării lor incomplete), astfel încît momentele lor de inerţie totalizează pe întreaga reţea o valoare în general mai mare decît a momentelor de inerţie a generatoarelor.

Bineînţeles constantele de inerţie care intervin în calcule (relaţiile IX.35, IX.36) conţin şi partea care provine de la turbină respectiv de la maşina antrenată.

d. Pendulările maşinilor îndepărtate. La încetinirea medie indicată în figura IX.5 se obţine pentru maşina îndepărtată 1, din (IX.36) şi (IX.31)

$$\frac{\Delta P_1''}{\Delta P_1'} = \frac{M_1 / \Sigma M_i}{P_{s1} / \Sigma P_{si}} = k \gg 1,$$

iar în momentul t_1, cînd încetinirea maşinii 1 este de două ori mai mare decît cea medie

$$\frac{\Delta P_1''}{\Delta P_1'} \cong 2 \text{ k} .$$

Aşadar, maşina îndepărtată va trebui să transmită la stabilirea frecvenţei comune, cînd încetinirea în sistem este uniformă, o putere $\Delta P_1''$ mult mai mare decît cea corespunzătoare şocului iniţial $\Delta P_1'$, iar temporar chiar o putere dublă: $2\Delta P_1''$ înspre locul unde a apărut şocul de putere ΔP în sistem. Impedanţa de transfer fiind mare, acest lucru nu este posibil decît prin creşterea substanţială a unghiului σ_1. Apar deci pendulări şi eventual pierderea sincronismului.

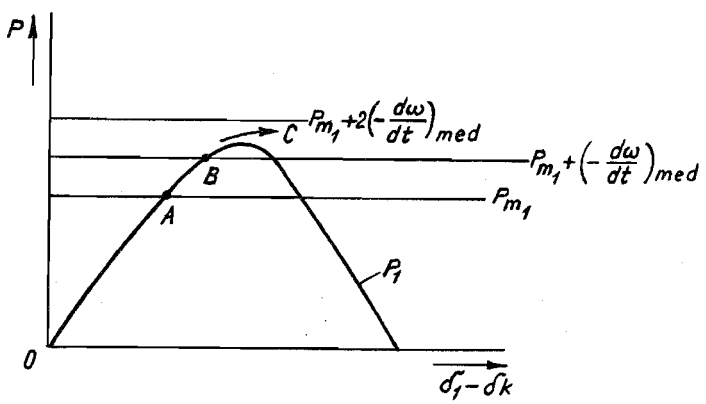


Fig. IX.6. Creşterea unghiului σ_1 datorită micşorării frecvenţei.

Din ecuaţia mişcării rotorului se obţine

$$P_1 = P_{m1} + M_1 \left(-\frac{d\omega}{dt}\right) . \qquad (IX.37)$$

Relaţia (IX.37) se rezolvă grafic în modul indicat în figura IX.6. Punctul iniţial de funcţionare, cu frecvenţă constantă este în A. La încetinire medie, σ_1 este mai mare, corespunzător punctului B. La încetinire dublă decît cea medie nu există un punct de funcţionare C bine determinat: σ_1 creşte nelimitat, sincronismul se pierde.

2. <u>Dinamica reglării turaţiei</u>. In cele ce urmează vom considera că frecvenţa şi viteza sa de scădere s-a uniformizat în sistem. Pe măsura micşorării ei intră în acţiune regulatoarele de turaţie ale generatoarelor centralelor. Acestea readuc frecvenţa după cîteva oscilaţii la o valoare ceva mai mică decît cea iniţială (ΔP s-a considerat pozitiv), după cum se vede în figura IX.7. Şocul de sarcină se repartizează între centralele sistemului invers proporţional cu statis-

mul regulatoarelor de turaţie. Mai pe urmă prin acţiunea regulatorului centralei regulatoare de frecvenţă, frecvenţa se readuce la valoarea iniţială. Astfel, şocul de sarcină este

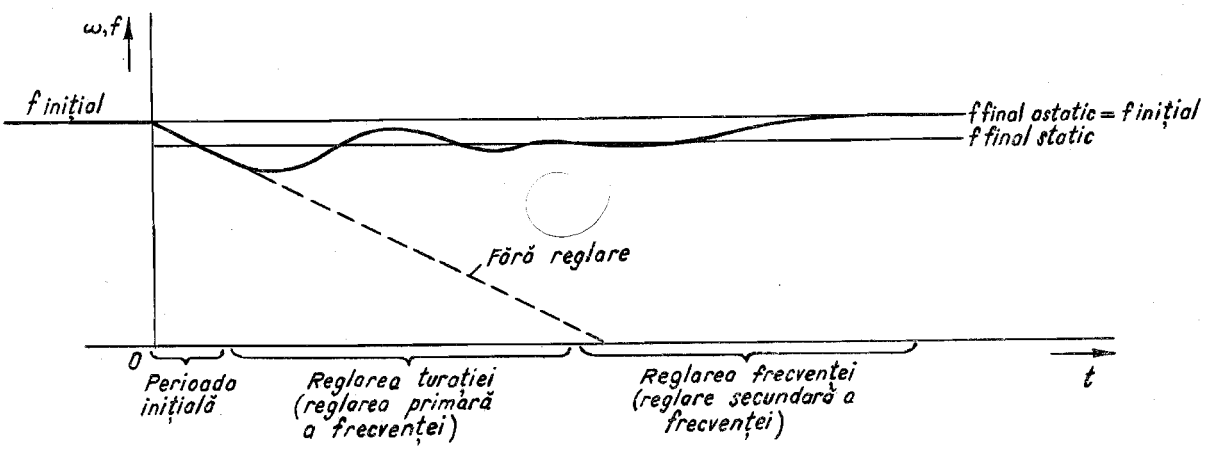


Fig. IX.7. Variaţia frecvenţei în urma reglării.

preluat de această centrală, restul centralelor din sistem continuînd să funcţioneze (pînă la primirea unei comenzi de la dispecerul central) cu sarcinile lor iniţiale.

a. Ecuaţia diferenţială generală. Schema reglării turaţiei este reprezentată în figura IX.8. Supapa de admisie S reglează debitul şi este acţionată de pistonul P al unui servomotor. La deplasarea punctului A în sus puterea mecanică creşte cu ΔP_m. Uleiul de acţionare U este comandat de distribuitorul D. La deplasarea punctului B în sus creşte, proporţional cu deplasarea, viteza de trecere a uleiului deasupra pistonului P, deci şi viteza de scădere a puterii mecanice - $\frac{d\Delta P_m}{dt}$. Deplasarea în sus a punctului C este proporţională cu creşterea ω a turaţiei peste cea sincronă. Putem deci scrie

$$\begin{aligned} x &= k' \Delta P_m , \\ y &= - k'' \frac{d\Delta P_m}{dt} , \\ z &= k'''\omega . \end{aligned} \qquad \text{(IX.38)}$$

Bara ABC fiind rigidă, rezultă

$$y = \frac{b}{a+b} x + \frac{a}{a+b} z = k_1 x + k_2 z \qquad \text{(IX.39)}$$

$$(k_1 + k_2 = 1).$$

Pe de altă parte, dacă puterea electrică se presupune constantă

$$M \frac{d\omega}{dt} = \Delta P_m \, . \qquad (IX.4o)$$

Inlocuind (IX.4o) în (IX.38) şi apoi (IX.38) în (IX.39), se obţine

$$k''M \frac{d^2\omega}{dt^2} + k'k_1 M \frac{d\omega}{dt} + k''' k_2 \omega = o. \qquad (IX.41)$$

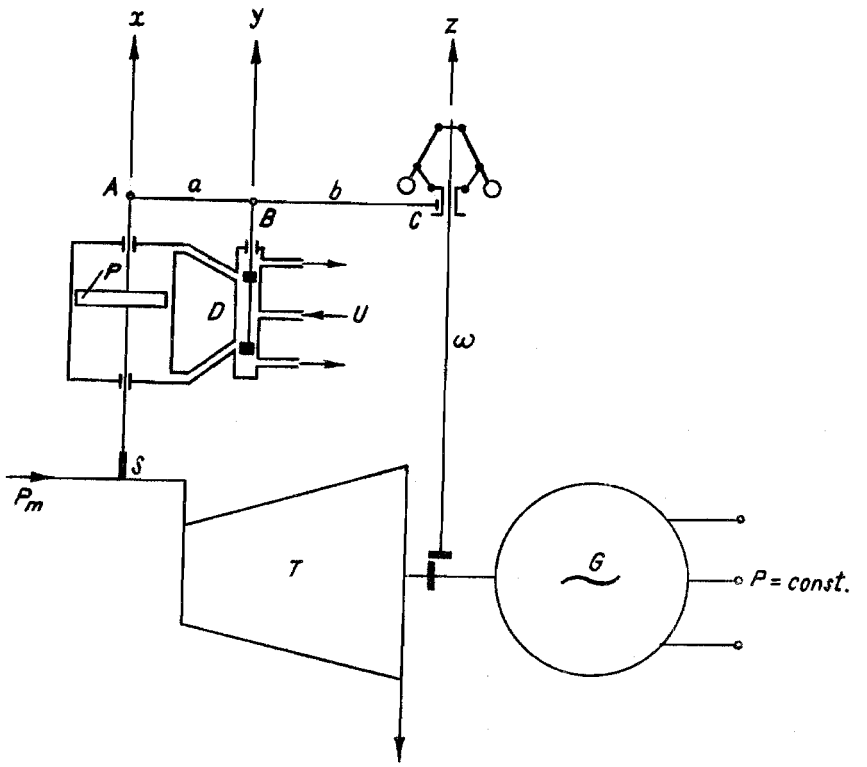


Fig. IX.8. Elementele regulatorului de turaţie.

Procesul dinamic se desfăşoară conform acestei ecuaţii diferenţiale, în care k_1 sau k_2 poate avea şi valoarea zero .

b. <u>Statismul şi stabilitatea regulatorului</u>. Regimul staţionar este caracterizat prin oprirea accesului uleiului în distribuitor, adică y = o. In această situaţie din (IX.39) rezultă

$$z = - \frac{k_1}{k_2} x \, ,$$

sau, înlocuind valorile lui x şi z din (IX.38)

$$\omega = - \frac{k' k_1}{k'' k_2} \Delta P_m = - k_s \Delta P_m . \qquad (IX.42)$$

Din (IX.42) rezultă că turaţia staţionară scade la mărirea sarcinii.

k_s este un coeficient de statism şi indică panta caracteristicii ω sau f, funcţie de P_m. De obicei se exprimă în mărimi relative

$$\Delta f^* = \frac{\Delta f}{f_o} = - S . \frac{\Delta P_m}{P_n} = - S . \Delta P_m^* , \qquad (IX.43)$$

unde $f_o = 50$ Hz, iar P_n puterea nominală. Dacă $\Delta P_m = - P_n$, adică puterea scade de la valoarea nominală pînă la zero, se obţine $S = \Delta f^*$. Prin urmare statismul este creşterea relativă a frecvenţei la descărcarea completă a maşinii de la puterea nominală. In general, regulatoarele asigură un statism de 2...6%. Fără reglare, la încărcare turaţia scade mult mai mult. Aceasta corespunde unui "statism natural" al turbinei.

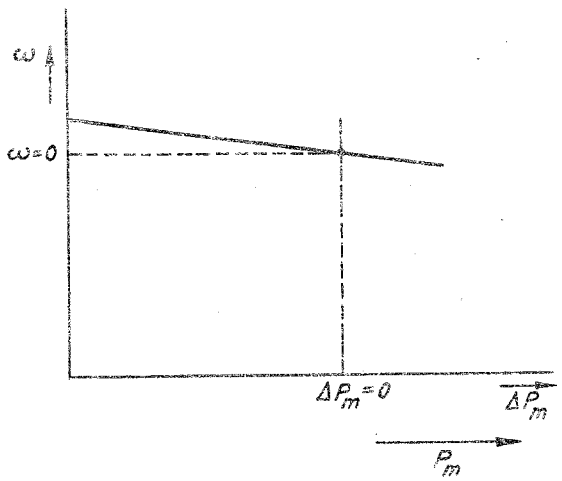


Fig. IX.9. Caracteristica statică.

O reglare cu statism zero se numeşte astatică. Din (IX.42) rezultă că reglarea este astatică dacă k'=0, adică dacă punctul A este fix, independent de pistonul servomotorului. Atunci în (IX.41) dispare al doilea termen şi rezultă

$$\omega = \omega_{max} \sin \nu t , \qquad (IX.44)$$

adică oscilaţii sinusoidale neamortizate, reglare nestabilă. Perioada acestor oscilaţii este de ordinul mai multor secunde.

La reglare statică, din cauza existenţei celui de-al doilea termen în (IX.41), oscilaţiile se amortizează. Statismul fiind mic, frecvenţa oscilaţiilor se modifică numai puţin.

c. Modificarea puterii prin deplasarea caracteristicii statice. In figura IX.1o s-au reprezentat caracteristicile statice a două maşini în paralel. La scăderea frecvenţei, maşina a cu statismul mai mic se va încărca relativ mai mult

$$\Delta P_a > \Delta P_b .$$

Dacă, la limită, caracteristica a devine astatică, centrala respectivă devine de vîrf, preluînd integral toate variaţiile de putere, fără modificarea frecvenţei.

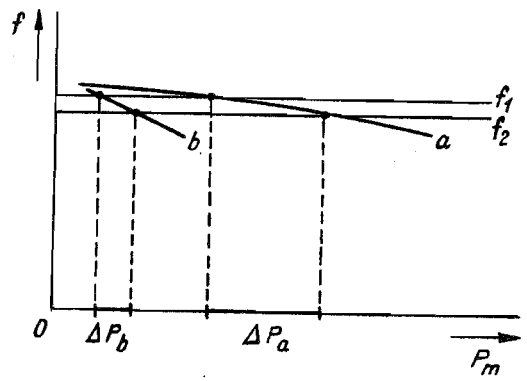


Fig. IX.1o. Caracteristici statice.

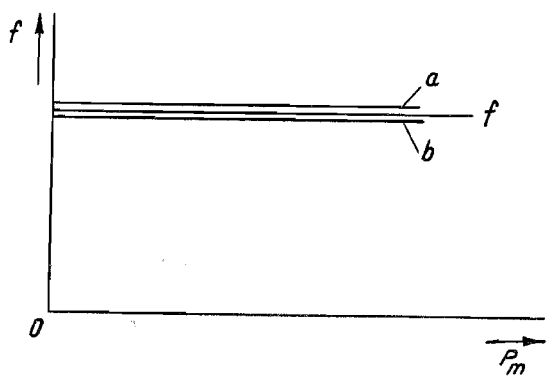


Fig. IX.11. Caracteristici astatice.

Din (IX.43)

$$\Delta P_{m1} = - \Delta f^* \frac{P_{n1}}{S_1} \qquad (IX.45)$$

$$\Delta P_{m2} = - \Delta f^* \frac{P_{n2}}{S_2}$$

- - - - - - - - -

$$\Delta P_m = \sum \Delta P_{mi} = - \Delta f^* \sum \frac{P_{ni}}{S_i} = - \Delta f^* \frac{\sum P_{ni}}{S_{rez}} . \qquad (IX.46)$$

Relaţia (IX.46) defineşte un statism rezultant S_{rez} pentru sistem

$$\frac{1}{S_{rez}} = \frac{1}{\sum P_{ni}} \sum P_{ni} \frac{1}{S_i}, \qquad (IX.47)$$

adică valoarea reciprocă a statismului rezultant este media ponderată a valorilor reciproce ale statismelor maşinilor sistemului. O singură maşină astatică face ca sistemul să devină

astatic. Prezenţa unor maşini nereglate (statism mare, egal cu cel natural) măreşte statismul întregului sistem. Prin urmare, pentru ca la un şoc de putere frecvenţa să scadă puţin, se recomandă să se regleze toate maşinile, cu un statism cît mai mic. Aceasta cu atît mai mult cu cît oricare maşină poate rămîne izolată vremelnic de sistem şi atunci turaţia ei variază foarte mult, în lipsa reglării. La întreruperea unei linii în sistem, astfel încît sistemul se separă în două, puterea ΔP transportată de linie rămîne în surplus într-o parte şi în lipsă în cealaltă parte a sistemului. Intr-o parte, frecvenţa creşte vremelnic, în cealaltă scade vremelnic, potrivit cu statismul rezultant în cele două sisteme parţiale.

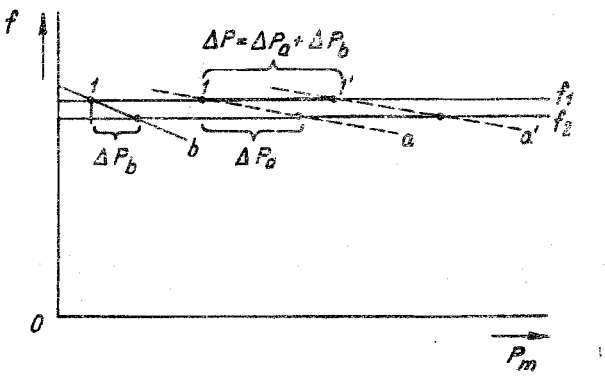


Fig. IX.12. Deplasarea caracteristicii a în a'.

Două maşini cu regulatoare astatice nu pot funcţiona în paralel. Acest lucru rezultă din figura IX.11. Este imposibil să se realizeze două caracteristici astatice care să coincidă exact, adică să regleze la aceeaşi frecvenţă. De aceea, frecvenţa reală va fi prea mică pentru un regulator (a) şi prea mare pentru celălalt regulator (b). In tendinţa de a mări frecvenţa, maşina a se va încărca, iar maşina b se va descărca complet, în loc ca ambele maşini să se încarce uniform. Deşi, conform relaţiei (IX.43), încărcarea proporţională cu puterea maşinii rezultă la statisme egale, acest lucru nu se realizează, din cauza necoincidenţei caracteristicilor, la reglare astatică.

Dacă în situaţia din figura IX.10 puterea creşte cu $\Delta P = \Delta P_a + \Delta P_b$, aceasta duce la scăderea frecvenţei de la f_1 la f_2. Frecvenţa poate fi readusă la valoarea iniţială f_1 dacă caracteristica a se deplasează paralel cu ea însăşi, în poziţia a' (fig. IX.12). Prin aceasta punctul de funcţionare pe b revine în 1, iar punctul de funcţionare de pe a ajunge în 1'.

Prin urmare după un reglaj static iniţial,prin reglarea secundară a frecvenţei obţinute prin deplasarea caracteristicii statice a maşinii a paralel cu ea însăşi,aceasta preia toată variaţia de putere,asigurînd un reglaj final astatic cu un statism trecător. Datorită statismului trecător,pentru scurt timp şocul de sarcină a fost repartizat pe ambele maşini.

d. Reglarea frecvenţei cu regulatorul izodrom (astatic). Statismul trecător şi deplasarea caracteristicii statice pentru a readuce frecvenţa la valoarea iniţială se realizează cu regulatorul izodrom. Figura IX.13 reprezintă unele modificări ale regulatorului din figura IX.8, astfel încît acesta să devină izodrom,adică astatic cu statism trecător. Punctul A, în loc să fie rigid legat de pistonul servomotorului, este antrenat de acesta printr-un cilindru cu piston F, care lasă trecerea umpluturii de ulei dintr-o parte a pistonului în partea cealaltă cu atît mai rapid cu cît forţa transmisă este mai mare. În mod tranzitoriu A se deplasează deci solidar cu P, neîmpiedicat nici de resortul R din figură. Regulatorul este deci static , pînă cînd sub acţiunea resortului R punctul A nu este readus într-o poziţie bine determinată, care face ca regulatorul să devină astatic.

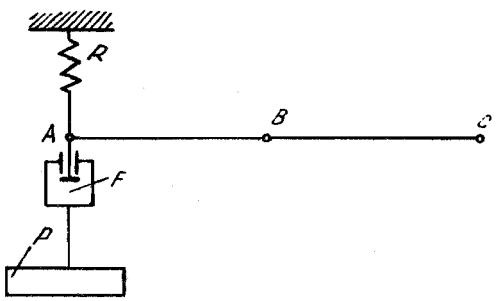


Fig. IX.13. Realizarea statismului trecător.

3. Centrale pentru reglarea frecvenţei .S-a arătat,că la funcţionarea în paralel a generatoarelor unui sistem apare un statism rezultant şi deci şocul de putere este însoţit de scăderea frecvenţei, respectiv micşorarea puterii este însoţită de mărirea frecvenţei. Pe baza noţiunilor stabilite despre procesul de reglare, se vor prezenta mai jos principalele probleme care se pun în legătură cu reglarea frecvenţei în sistem.

a. Centrale de vîrf. Într-un sistem electric este necesar ca variaţiile de putere să fie preluate de centrale care pot funcţiona cu regim de sarcină variabil relativ rapid.Centralele realizate cu investiţii mari, de exemplu centralele

nucleare trebuie să funcţioneze cu sarcină maximă, altfel investiţiile mari nu ar fi justificate. Cazanele şi turbinele trebuie exploatate cu un debit relativ puţin variabil, sau cu variaţie lentă, altfel apar solicitări termice inadmisibile. Centralele hidroelectrice fără acumulare trebuie să funcţioneze cu puterea care rezultă din debitul rîului. Toate aceste centrale au mai mult sau mai puţin caracter de centrală de bază, neputînd prelua vîrfurile de putere din diagrama de sarcină. De aceea, cu atît mai valoroase sînt centralele care pot prelua vîrfurile de putere. Acestea sînt centralele hidroelectrice cu acumulare, care au următoarele avantaje:

- Turbinele hidraulice se pot încărca şi descărca relativ rapid cu puterea lor totală.
- Faţă de investiţiile totale de amenajare, partea care revine centralei propriu-zise este relativ mică; de aceea puterea instalată poate fi un multiplu al puterii medii care rezultă din debitul regularizat, putîndu-se acoperi vîrfuri mari de sarcină. Cu cît numărul de ore de utilizare pe an a puterii instalate scade sub valoarea maximă posibilă (8 760 de ore) cu atît centrala are mai mult caracter de vîrf, cu atît energia livrată este mai valoroasă (kilowattora are valoare de întrebuinţare mai mare, fiind folosită în perioade de vîrf).
- Unele centrale hidroelectrice pot funcţiona în regim de pompare, realizînd acumularea de apă prin pompare în intervale cînd în sistem există surplus de putere (noaptea).

Nici centralele hidroelectrice nu pot prelua integral de la început şocurile de sarcină din sistem, deoarece la manevrarea bruscă a vanei de admisie apar lovituri de berbec, sau ruperea coloanei de apă la începutul tubului de absorbţie. Prin deplasarea caracteristicii statice pentru reglarea secundară a frecvenţei cu regulatorul izodrom se preia însă ulterior întregul şoc de sarcină. Acest lucru nu poate fi efectuat decît de o singură centrală de vîrf regulatoare de frecvenţă, pentru că două centrale cu reglaj astatic nu pot funcţiona în paralel. Ulterior, şocul de putere poate fi repartizat însă

prin comandă de la dispecer, la cîteva centrale de vîrf, prin deplasarea (manuală) a caracteristicii statice.

Repartizarea şocului de putere între centralele de vîrf se face aşadar după reglarea secundară a frecvenţei de către o singură centrală.

Uneori reglarea secundară a frecvenţei este făcută de două sau mai multe centrale, care sînt însă blocate în mod automat (din punctul de vedere al reglării) în afară de una singură, cea mai apropiată de punctul unde a apărut şocul de putere. In felul acesta, circulaţia de putere se face pe distanţe mai mici şi se reduc pendulările. In sisteme mari interconectate s-au introdus în ultimul timp şi alte metode de reglare secundară a frecvenţei în mai multe centrale.

b. Alegerea gradului de statism. S-a văzut că scăderea sau creşterea frecvenţei la variaţia puterii de reglare statică este cu atît mai mică cu cît statismul este mai mic. Statismul zero, adică reglarea astatică nu permite însă o repartizare bine determinată a puterii între centrale, din cauza imposibilităţii de reglare a caracteristicilor la aceeaşi valoare a frecvenţei. De fapt, caracteristica se reprezintă mai corect printr-o bandă formată din două drepte, corespunzînd insensibilităţii regulatorului pentru mici variaţii de frecvenţă (fig. IX.14). Datorită acestei insensibilităţi la o frecvenţă dată, puterea poate fi cuprinsă între două limite. P'_m, P''_m, cu atît mai îndepărtate cu cît statismul este mai mic.

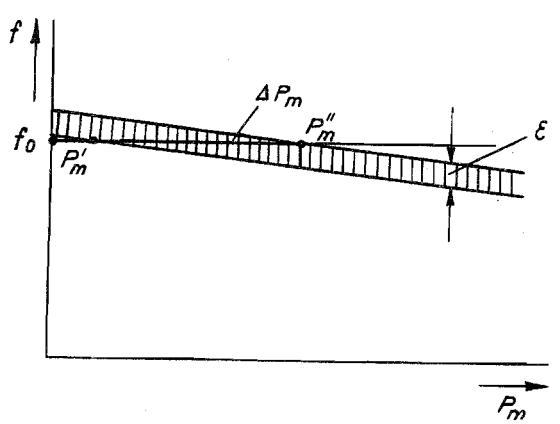


Fig. IX.14. Banda de insensibilitate.

Conform definiţiei(IX.43) a statismului, acesta reprezintă scăderea relativă de frecvenţă la încărcare la puterea nominală. Prin urmare din figura IX.14

$$\frac{\Delta P_m}{P_n} = \frac{\varepsilon}{S} \,. \qquad (IX.48)$$

Se vede că la reglarea astatică, ΔP_m poate avea orice valoare. Este raţional să se ceară o precizie a repartizării puterilor în limita de 5%. Considerînd $\varepsilon = 0{,}001...0{,}003$ ($0{,}1...0{,}3\%$, adică $0{,}05...0{,}15$ Hz) rezultă

$$S = \frac{\varepsilon}{\Delta P_m / P_m} = \frac{0{,}001...0{,}003}{0{,}05} = 0{,}02...0{,}06,$$

adică un statism de 2...6%.

c. Necesitatea reglării frecvenţei şi a statismului trecător. S-a arătat că frecvenţa în sistem este menţinută cu atît mai constantă cu cît statismul tuturor maşinilor este mai mic. In urma variaţiei frecvenţei se încarcă la un şoc de putere toate maşinile sistemului. Pentru a readuce sarcina centralelor la valoarea iniţială este necesar să se restabilească frecvenţă iniţială. Acesta este rolul centralei regulatoare de frecvenţă. Pentru ca sarcinile să se restabilească cu deviaţii mai mici de 5%, este necesar, la un statism de 2%, conform calculului din punctul precedent, ca frecvenţa să fie readusă cu o precizie de 0,1%. Aceasta se realizează prin reglajul secundar.

Trebuie amintit că menţinerea constantă a frecvenţei este necesară şi pentru consumatori, însă pretenţiile nu sînt de ordinul preciziei de 0,1% care este necesară pentru centralele sistemului. Doar ceasurile sincrone necesită o precizie atît de mare. In afară de aceasta, pompele centrifuge care lucrează cu contrapresiune statică, cum ar fi pompele de alimentare ale cazanelor, au debit şi deci şi putere mult variabilă cu frecvenţa. Intr-adevăr, debitul într-un asemenea caz este determinat de diferenţa presiunii dată de pompă şi cea din cazan, această diferenţă, acoperind pierderile de circulaţie, fiind proporţională cu pătratul vitezei apei. Presiunea dată de pompă este însă proporţională cu pătratul turaţiei, deci cu pătratul frecvenţei tensiunii de alimentare a motorului. De aceea, scăderea frecvenţei micşorează debitul, iar creşterea frecvenţei produce suprаîncărcarea motorului de antrenare.

Reglarea frecvenţei la valoarea finală cu precizia de ordinul de 0,1% trebuie să fie însă precedată neapărat de o reglare statică. Pe baza celor arătate la punctele precedente

cauzele necesităţii statismului trecător pot fi recapitulate astfel:

- regulatorul de turaţie astatic este nestabil,
- centrala regulatoare de frecvenţă nu poate prelua singură de la început întregul şoc de putere.

Capitolul X

CIRCULAŢIA PUTERILOR REACTIVE ŞI REGLAREA TENSIUNII

A. METODELE REGLĂRII TENSIUNII

Pierderile de tensiune se produc în reţea de-a lungul elementelor longitudinale şi se datoresc în primul rînd reactanţelor parcurse de curent reactiv. Contrar frecvenţei, tensiunea nefiind aceeaşi în întregul sistem interconectat, nici reglarea ei nu se poate realiza central. Pentru a compensa pierderile de tensiune trebuie create creşteri ale tensiunii la elementele care produc aceste pierderi sau în apropierea lor.

In principiu creşterea tensiunii poate fi proporţională cu curentul reactiv prin influenţarea termenului $I_r X$ din expresia

$$\Delta U_f = I_a R + I_r X$$

a pierderii de tensiune, sau independentă de curent.

Pierderea de tensiune se micşorează prin termenul $I_r X$, fie micşorînd curentul inductiv, folosind pentru aceasta condensatoare sau maşini (compensatoare) sincrone, montate la consumatori sau în alte puncte ale reţelei, fie modificînd reactanţa elementelor de reţea, conectînd în paralel linii sau transformatoare, sau compensînd reactanţele longitudinale cu baterii de condensatoare conectate în serie.

O mărire a tensiunii, independent de curent, se realizează fie printr-o tensiune constantă obţinută prin reglarea sub sarcină a prizelor la transformatoare, astfel încît tensiunea în secundar să crească cu ΔU, fie prin reglarea tensiunii induse la generatoare.

La micşorarea sarcinii, reglarea tensiunii trebuie să se efectueze în sens invers, pentru ca tensiunea la consumator să nu devină prea mare.

Metodele de reglare a tensiunii se pot clasifica deci astfel:

Reglarea tensiunii
- $I_r X$
  - I_r
    - condensatoare în paralel
    - maşini sincrone în paralel
  - X
    - conectări de linii sau transformatoare
    - condensatoare serie
- ΔU
  - transformatoare cu prize reglabile sub sarcină
  - reglarea tensiunii la generatoare

B. CIRCULATIA PUTERILOR REACTIVE

S-a arătat că pierderile de tensiune sînt strîns legate de circulaţia puterilor reactive pe reţea. Acestea produc, împreună cu puterile active, pierderi prin efect Joule-Lenz. Intr-adevăr

$$p = 3 R I^2 = 3 R(I_a^2 + I_r^2) = R \frac{P^2 + Q^2}{U^2} = k P^2 + k Q^2. \qquad (X.1)$$

Reglarea tensiunii prin modificarea circulaţiei puterilor reactive influenţează deci pierderile în reţea. Deoarece acestea, corespunzător relaţiei (X.1), depind direct de Q, ca şi de P, circulaţia puterilor reactive trebuie astfel realizată, încît pierderile să fie cît mai mici. Dacă acest lucru nu se poate realiza, din considerentele unei circulaţii de puteri reactive necesare pentru asigurarea reglării tensiunii, circulaţia optimă a puterilor reactive din punctul de vedere al minimalizării pierderilor trebuie avută totuşi în vedere, pentru ca pierderile în reţea să nu devină prea mari.

1. <u>Reducerea pierderilor în reţea datorite puterii reactive</u>. Minimalizarea pierderilor în reţea produse la circulaţia puterii reactive se poate realiza:

- repartizînd corespunzător între centralele sistemului puterea reactivă cerută,
- influenţînd asupra puterii reactive cerute în punctele de consum,

- modificînd direct circulaţia de puteri în buclele reţelei complexe; în restul reţelei, alimentarea şi consumul determină circulaţia puterilor.

a. Repartizarea optimă a puterilor reactive între centrale. Criteriul cheltuielilor totale minime se reduce aici la cerinţa pierderilor minime, deoarece consumul de combustibil în centrală este practic independent de puterea reactivă

$$\frac{\partial K_i}{\partial Q_i} = 0.$$

Numai consumul de combustibil total, pe sistem, este dependent de puterile reactive, prin pierderile totale produse de acestea. De aceea, repartizarea optimă a puterilor reactive între centrale, din punctul de vedere al cheltuielilor totale, corespunde minimalizării pierderilor produse de circulaţia puterilor reactive. Se cere deci ca

$$p = \min, \qquad (X.2)$$

cu condiţia

$$\Sigma Q_i = \text{dat.} \qquad (X.3)$$

Formăm suma

$$S = p - \mu \Sigma Q_i , \qquad (X.4)$$

μ fiind multiplicatorul lui Lagrange.

Minimul corespunde condiţiilor

$$\frac{\partial S}{\partial Q_i} = \frac{\partial p}{\partial Q_i} - \mu = 0,$$

adică

$$\frac{\partial p}{\partial Q_1} = \frac{\partial p}{\partial Q_2} = \ldots = \frac{\partial p}{\partial Q_n} = \mu . \qquad (X.5)$$

Toate derivatele pierderilor în raport cu puterile reactive din centrale trebuie să fie deci egale.

Pe un model de reţea de curent continuu, ca cel amintit în capitolul IX, pct. A.3, condiţia (X.5) corespunde unor căderi de tensiune dintre punctele de alimentare şi centrul sarcinilor, egale între ele. Punctele de alimentare vor trebui să aibă deci tensiuni egale, la puteri reactive care dau pierderi minime în reţea.

b. Compensarea factorului de putere. Dacă pe lîngă puterea inductivă cerută de consumatori se mai asigură şi un consum de putere capacitivă, pe de o parte se va micşora puterea aparentă care trebuie instalată în generatoare şi transformatoare, pe de altă parte, puterea reactivă care parcurge elementele de reţea se micşorează şi astfel se micşorează căderea de tensiune. Se poate considera că s-a produs o creştere de tensiune pe reactanţele parcurse de curentul capacitiv. Efectul compensării este prin urmare cu atît mai mare cu cît reactanţa este mai mare, adică cu cît compensarea se face la mai mare distanţă de la centrală.

Din punctul de vedere al pierderilor, eficacitatea compensării într-un punct i se poate aprecia formînd derivata pierderilor din relaţia (IX.23), cap. IX

$$\frac{\partial p}{\partial Q_i} = \sum_j B_{ij} Q_j \,. \qquad (X.6)$$

Această derivată reprezintă reducerea pierderilor în kW la micşorarea puterii reactive în punctul i cu 1 kvar şi poartă denumirea de echivalentul energetic al puterii reactive în punctul i. Acest echivalent care scade o dată cu Q_j dacă circulaţia puterilor reactive în reţea este redusă, stă la baza aprecierii rentabilităţii instalării unor condensatoare statice sau compensatoare sincrone pentru micşorarea pierderilor de putere şi de tensiune în reţea. El poate avea valori pînă circa 1%.

Compensarea puterii reactive se poate realiza cu condensatoare sau maşini sincrone. Ultimele pot fi maşini obişnuite din centrale sau maşini sincrone în gol, anume construite pentru a debita putere reactivă inductivă, putînd fi puternic excitate (compensatoare sincrone).

Condensatoarele statice sînt mai ieftine decît compensatoarele sincrone şi au pierderi de putere activă (în dielectric) neglijabile. Ele se reglează însă numai grosolan, în trepte şi nu pot fi trecute în regim invers, de consumatori de putere inductivă, pentru cazul sarcinilor mici, eventual capacitive, (cazul reţelelor cu cabluri, sau linii aeriene

lungi). Maşinile sincrone au pierderi permanente de mers în gol, necesită întreţinere mai atentă, însă au avantajul posibilităţii reglării fine, în ambele sensuri, prin modificarea continuă a curentului de excitaţie. La subexcitare, ele consumă putere inductivă, pentru magnetizare din indus (stator), în compensarea slabei magnetizări din inductor (rotor).

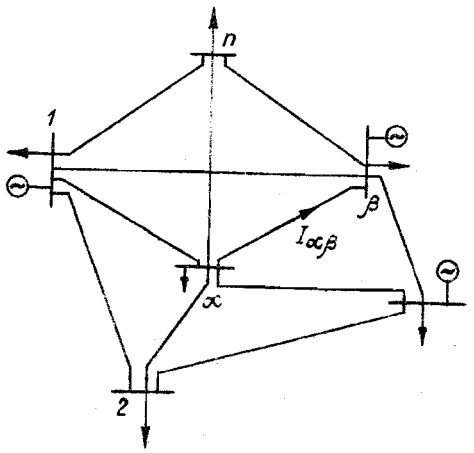


Fig.X.1.Reţea buclată cu curenţi daţi în noduri.

c. Minimalizarea pierderilor în bucle. Fie o reţea buclată, avînd nodurile $1, 2 \ldots \alpha, \beta \ldots n$. (fig. X.1). Toţi curenţii reactivi, care se consumă sau se injectează în noduri, se consideră cunoscuţi. Se cere deci ca

$$\sum R_{ij} I_{ij}^2 = R_{12} I_{12}^2 + \ldots + R_{\alpha\beta} I_{\alpha\beta}^2 + \ldots = \min,$$

ştiind că pentru fiecare nod

$$\sum_k I_{ik} = \text{dat (nodul i)}.$$

Folosind multiplicatorii lui Lagrange, formăm suma

$$S=(R_{12}I_{12}^2+\ldots+R_{\alpha\beta} I_{\alpha\beta}^2+\ldots)+(\lambda_1 \Sigma I_{1k}+\ldots \lambda_\alpha \Sigma I_{\alpha k}+\lambda_\beta \Sigma I_{\beta k}+\ldots)$$

şi anulăm derivatele ei parţiale

$$\frac{\partial S}{\partial I_{12}} = 0, \ \ldots \ \frac{\partial S}{\partial I_{\alpha\beta}} = 0, \ \ldots$$

Stiind că $I_{\beta\alpha} = - I_{\alpha\beta}$, rezultă că

$$\frac{\partial S}{\partial I_{\alpha\beta}} = 2 R_{\alpha\beta} I_{\alpha\beta} + \lambda_\alpha - \lambda_\beta = 0. \qquad (X.7)$$

Putem scrie analog, pentru ramurile βn , nl şi $l\alpha$, care închid bucla $\alpha\beta nl\alpha$ (sau pentru vreo altă buclă)

$$\begin{aligned} 2\,R_{\beta n}\,I_{\beta n} + \lambda_\beta - \lambda_n &= o, \\ 2\,R_{nl}\,I_{nl} + \lambda_n - \lambda_l &= o, \\ 2\,R_{l\alpha}\,I_{l\alpha} + \lambda_l - \lambda_\alpha &= o. \end{aligned} \qquad (X.8)$$

Adunînd relaţiile (X.7) şi (X.8) rezultă pentru ramurile buclei considerate

$$\Sigma R\,I = o, \qquad (X.9)$$

adică pierderile minime corespund circulaţiei curenţilor conform legii a doua a lui Kirchhoff, considerînd numai rezistenţele buclelor. In realitate, reactanţele ramurilor din bucle pot modifica circulaţia curenţilor, mărind pierderile. La acele reţele însă la care se foloseşte acelaşi tip de conductor în ramurile buclei, denumite reţele omogene, circulaţia curenţilor rămîne optimă din punctul de vedere al pierderilor. Intr-adevăr, dacă

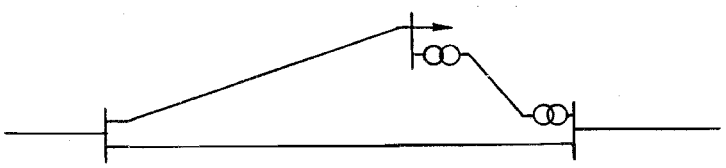


Fig. X.2. Buclă cu două tensiuni.

$$\frac{X}{R} = k = \text{const.},$$

legea a doua a lui Kirchhoff devine

$$\Sigma \bar{Z}\,\bar{I} = \Sigma(R+jX)(I_a - jI_r) = (1+jk)\,\Sigma R(I_a - jI_r) = o,$$

de unde rezultă

$$\begin{aligned} \Sigma R\,I_a &= o, \\ \Sigma R\,I_r &= o. \end{aligned}$$

La bucle cuprinzînd şi transformatoare (fix.X.2) adesea omogeneitatea buclei este mult înrăutăţită, datorită în special raportului $\frac{X}{R}$ mult mai mare la transformatoare decît la

linii. In asemenea cazuri, circulaţia curenţilor poate fi readusă cu aproximaţie la cea optimă, introducînd, prin alegerea potrivită a prizelor la transformatoare, sau prin spire suplimentare dispuse pe coloane potrivite ale miezului de fier, tensiuni de circulaţie, avînd faza aleasă astfel încît să rezulte un curent suplimentar de circulaţie pe impedanţa rezultantă a buclei, în fază cu curenţii iniţiali şi de valoare corespunzătoare pentru minimalizarea pierderilor. Dacă tensiunea suplimentară este în fază cu tensiunea de fază, reglajul se numeşte longitudinal. La un defazaj de 90°, reglajul se numeşte transversal, la 60° sau un alt unghi de fază reglajul este denumit oblic. Unghiul de defazaj de 60° înainte poate fi necesar, ţinînd seama că impedanţa buclei are adesea unghiul de impedanţă

$$\psi = \operatorname{arctg} \frac{X}{R} \cong 50^{\circ} \ldots 70^{\circ} .$$

2. Modificarea reactanţei longitudinale.

a. Circuite în paralel. Pierderile de tensiune pot fi modificate conectînd în paralel elemente de reţea, ca linii sau transformatoare, sau deconectîndu-le.

α. L i n i i. La liniile cu circuit dublu atît micşorarea pierderilor cît şi mărirea siguranţei de funcţionare impun menţinerea în paralel a ambelor circuite. La sarcină mică, creşterea de tensiune poate fi micşorată deconectînd un circuit, însă acest mod de reglare a tensiunii este ineficace şi neconvenabil din motivele arătate.

β. T r a n s f o r m a t o a r e. In regim de sarcină mică, scoaterea de sub tensiune a unuia dintre transformatoarele care merg în paralel poate micşora, contrar ca la linii, pierderile de putere. Aceasta se explică prin micşorarea pierderilor în fier, care poate compensa creşterea pierderilor în cupru.

Fie S_n puterea nominală a unui transformator, avînd pierderile în fier P_{fe} şi cele nominale în cupru P_{cu_n}, iar S puterea aparentă ce trece prin n respectiv n-1 unităţi în paralel. La n transformatoare în paralel, pierderile totale vor fi

$$P_n = n \left[P_{fe} + \left(\frac{S}{n S_n}\right)^2 P_{cu_n} \right],$$

iar la n-1 transformatoare

$$p_{n-1} = (n-1)\left[P_{fe} + \left(\frac{S}{(n-1)S_n}\right)^2 P_{cu_n}\right].$$

Din condiţia $p_{n-1} = p_n$ rezultă o putere critică

$$S_{cr} = S_n \sqrt{n(n-1)\frac{P_{fe}}{P_{cu_n}}}, \qquad (X.10)$$

sub care funcţionarea cu n-1 transformatoare este mai avantajoasă decît cu n transformatoare.

Este de interes îndeosebi cazul n=2, cînd din două transformatoare în paralel se scoate de sub tensiune unul. Acest lucru este avantajos, din punctul de vedere al pierderilor, dacă

$$S < S_n \sqrt{\frac{2P_{fe}}{P_{cu_n}}}. \qquad (X.11)$$

Fie de exemplu $P_{cu_n} \cong 4 P_{fe}$. Deconectarea se va face deci cînd $S < 0,7 S_n$. La $S > S_n$, deconectarea nu este posibilă, iar la $S = (0,7..1)S_n$ ea nu este avantajoasă. Trebuie subliniat, că este mai corect să se considere la pierderi nu numai cele în fier şi în cupru, ci şi echivalentul energetic (vezi pct. B.1.b) al pierderilor reactive din cîmpurile de dispersie şi de magnetizare. Fie $\frac{\partial p}{\partial Q} = 0,1$, $S_n = 1$ MVA, $P^*_{cu_n} = 1,5\%$, $P^*_{fe} = 0,5\%$, $U^*_{sc_n} = 10\%$, $I^*_g = 5\%$. Relaţia (X.11) ne va da

$$S < \sqrt{\frac{2(0,5+0,1.5)}{1,5+0,1.10}} \cong$$

$$\cong 0,9 \text{ MVA}.$$

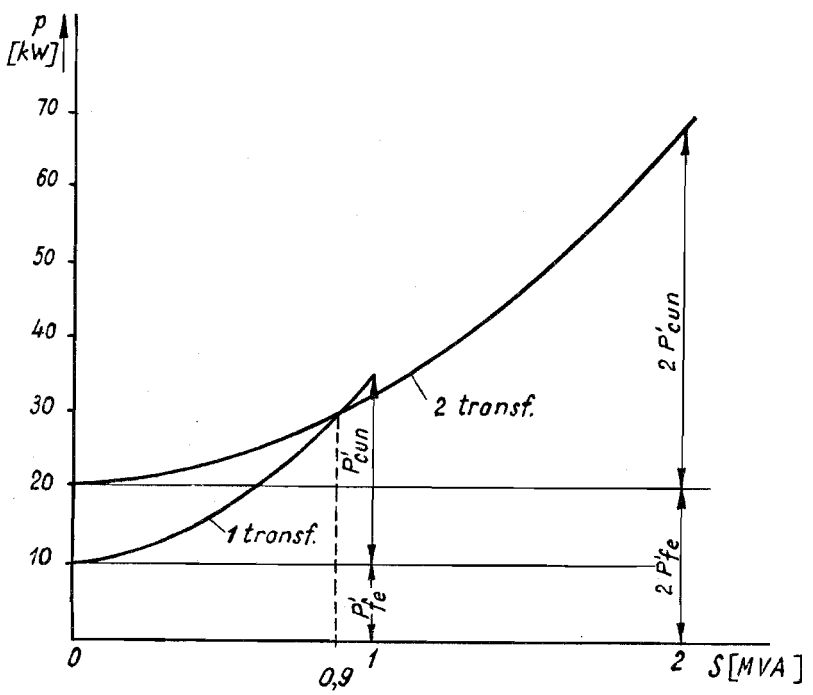


Fig. X.3. Variaţia pierderilor în funcţie de putere şi numărul de transformatoare, considerînd şi pierderile produse de puterile reactive.

Variaţia pierderilor în funcţie de putere este redată în figura X.3 pentru exemplul precedent.

b. Condensatoare serie. In ultimul timp s-a reuşit să se reducă suficient de mult costul condensatoarelor statice, astfel că folosirea lor pentru compensarea directă a reactanţei liniilor, prin punere în serie, să devină rentabilă.

Reactanţa rezultantă va fi $X=X_L-X_C$, deci mai mică decît reactanţa inductivă, necompensată a liniei.

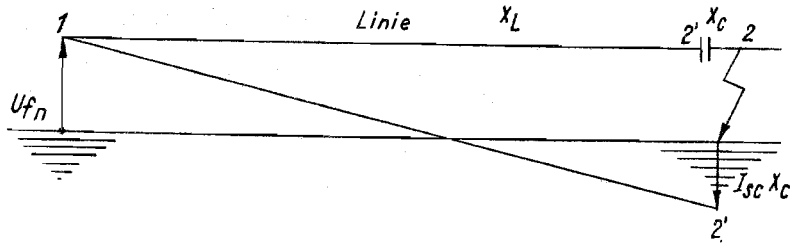


Fig. X.4. Variaţia tensiunilor în lungul liniei cu condensator serie la capăt.

Avînd în vedere că pe condensator curentul inductiv, în special în regim de scurtcircuit, produce o creştere de tensiune, bateria de condensatoare nu poate fi concentrată la începutul liniei. Instalînd-o la capătul dinspre consumator, rezultă diagrama tensiunilor din figura X.4. Pentru ca tensiunea în punctul 2', înainte de condensator, să nu fie mai mare decît U_{fn}, este necesar ca $X_C < 0,5\ X_L$ (dacă $X_C = 0,5\ X_L$ rezultă $I_{sc}\ X_L = 2\ U_{fn}$).

De obicei însă nu se compensează mai mult de 40% din reactanţa liniei. Compensarea pe porţiuni de linie prezintă dificultăţi şi este mai costisitoare.

La un scurtcircuit pe linie, în cazul figurii X.4, condensatorul nu intervine. La un scurtcircuit pe barele 2, reactanţa rezultantă micşorată măreşte curentul de scurtcircuit şi produce tensiuni mărite pe condensator. Pentru a proteja condensatoarele serie împotriva creşterii de tensiune la scurtcircuite, ele se prevăd cu eclatoare între borne. La străpungerea spaţiului între eclatoare X_C este scos din circuit şi curentul de scurtcircuit se micşorează. Dacă scurtcircuitul nu se întrerupe imediat, eclatoarele trebuie scurtcircuitate automat, prin comanda dată de la un releu de supracurent în serie cu ele (prin intermediul unui transformator de curent). După întreruperea scurtcircuitului, scurtcircuitarea eclatoare-

lor trebuie întreruptă, pentru a introduce astfel bateria din nou în circuit.

Compensarea cu condensatoare longitudinale micşorează căderea de tensiune, care rămîne proporţională cu curentul sarcinii. La condensatoare puse în paralel cu sarcina pentru compensarea factorului de putere, creşterea de tensiune este independentă de sarcină şi poate fi periculoasă la mers în gol. Acest dezavantaj nu există la condensatoare serie.

C. TRANSFORMATOARE CU PRIZE REGLABILE SUB SARCINĂ

Reglarea sub sarcină a transformatoarelor cu prize trebuie astfel realizată, încît

- să nu se scurtcircuiteze în timpul reglării prizele vecine
- să nu se întrerupă curentul spre consumator la trecere de pe o priză pe cealaltă.

De asemenea este important să nu apară în timpul reglării căderi mari de tensiune în circuitul consumatorului, iar contactele de reglare să nu se uzeze.

Sistemele de reglare a tensiunii la transformatoare se pot împărţi în două categorii:

- regulatoare cu bobine de reactanţă,
- regulatoare cu rezistenţe.

In unele cazuri, reglarea tensiunii se face cu un transformator de reglare separat (fig.X.5).

La reglarea tensiunii cu reactor (fig. X.6), curentul I nu se întrerupe în nici un moment, contactele mobile (periile) α şi β fiind în contact în mod normal ambele cu plotul n, iar la trecerea la o tensiune superioară: α cu n, β cu n+1, în timpul trecerii, iar la noua tensiune ambele contacte mobile calcă pe plotul n+1. Aşadar, în poziţii staţionare bobina de reactanţă, pentru care s-au indicat sensurile pozitive în miez şi înfăşurare, este parcursă în cîte o jumătate de înfăşurare de curenţi egali $\frac{I}{2}$ care dau o magnetizare rezultantă nulă de-a lungul miezului. Se pot dezvolta deci numai fluxuri de dispersie, care produc căderi de tensiune neglijabile.

In poziţia de trecere, pentru modificarea tensiunii, bobina este conectată cu bornele sale la diferenţa de tensiune dintre ploturi. Aceasta determină fluxul din miez, însă pentru magnetizarea miezului cu fluxul dat nu se absorb curenţi mari (suprapuşi curenţilor de sarcină $\frac{I}{2}$), deoarece magnetizarea se face prin înfăşurarea continuă,cu trecerea curentului în acelaşi sens de la o bornă la cealaltă. Reactanţa transversală este deci mare. Numai în timpul scurt,cînd contactul α sau β realizează singur legătura electrică, curentul I trece printr-o singură jumătate a înfăşurării, magnetizînd miezul şi producînd o cădere de tensiune în secundar. Se remarcă analogia cu reactoarele gemene.

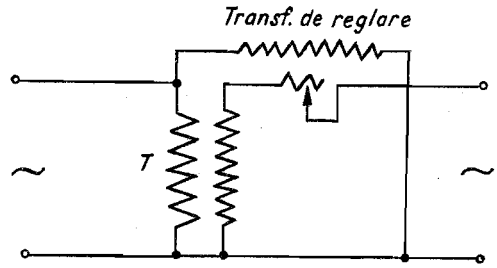


Fig. X.5. Transformator de reglare.

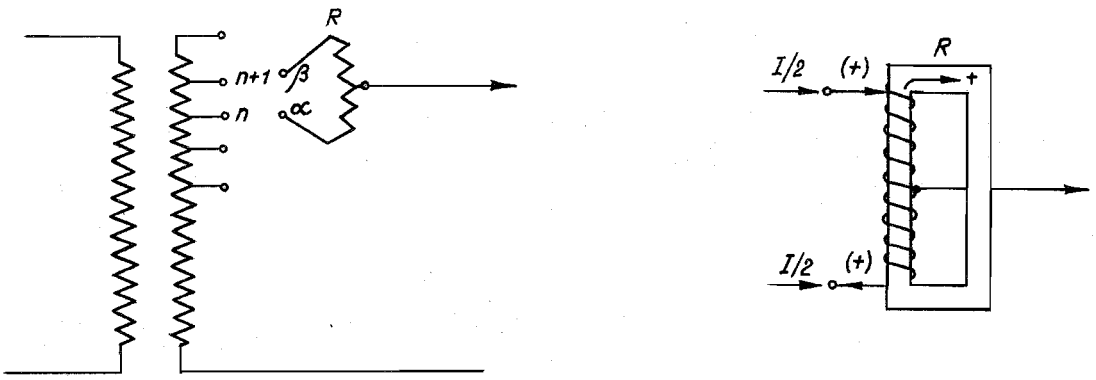


Fig. X.6. Reglarea tensiunii cu reactor.

La reglarea tensiunii transformatoarelor, folosind rezistenţe la trecerea la noul raport de transformare (fig.X.7) nu se poate realiza modificarea valorii rezistenţei, ca la reactanţe, în raport cu sensul de trecere a curentului, longitudinal sau transversal. Ca să nu se producă căderi mari de tensiune, rezistenţa va trebui să fie mică, însă atunci ea se va încălzi cînd este conectată între ploturile de reglare.De aceea, în regim normal, rezistenţa trebuie să fie scurtcircuitată, iar reglarea trebuie să să efectueze foarte rapid.Pentru

ca să nu se uzeze sistemul de contacte, mai ales ploturile numeroase de la prizele înfăşurării, întreruperea şi închiderea circuitului trebuie să se facă nu la comutatorul de ploturi, ci separat, cu întrerupătoare speciale.

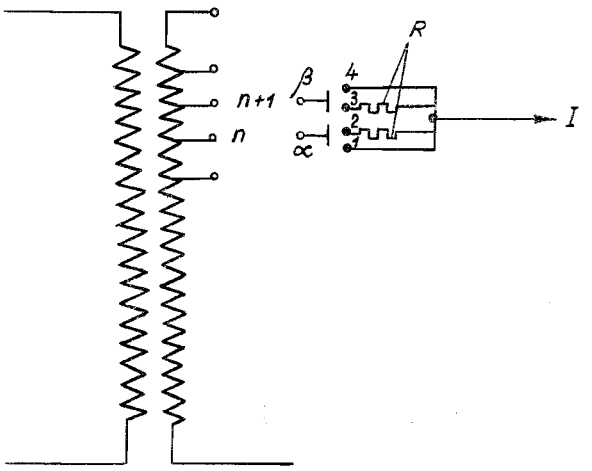


Fig. X.7. Reglarea tensiunii transformatorului cu comutator cu rezistenţe.

La funcţionarea pe plotul n şi trecerea pe n+1, contactele α şi β (în contact cu aceste ploturi) permit comutarea astfel:

A. 1 şi 2 au legătură cu α
B. numai 2 are legătură cu α
C. 2 are legătură cu α, iar 3 cu β
D. numai 3 are legătură cu β
E. 3 şi 4 au legătură cu β

Corespunzător cu aceste situaţii, tensiunea în secundar se determină din:

Poziţia	Tensiunea prizei	Căderea de tensiune
A	U_n	0
B	U_n	R I
C	$\frac{U_n + U_{n+1}}{2}$	$\frac{R\,I}{2}$
D	U_{n+1}	R I
E	U_{n+1}	0

Rezultă diagrama tensiunilor din figura X.8. Datorită formei deosebite obţinute pentru locul geometric al tensiunilor în timpul reglării, schema de reglare cu rezistenţe se numeşte "schemă în steag".

D. REGLAREA TENSIUNII LA GENERATOARE

La generatoarele moderne, reactanţa sincronă are valori mari, întrecînd mult reactanţa nominală a generatorului. De aceea variaţia sarcinii, în special a puterii reactive, produce mari căderi de tensiune în generator, iar tensiunea de borne nu poate fi menţinută constantă, decît prin mari modificări ale curentului de excitaţie. Aceasta se realizează cu regulatoare automate de tensiune (RAT) cu acţiune cît mai rapidă.

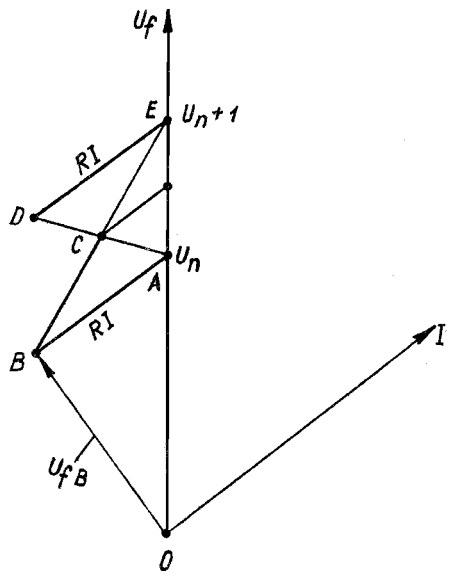


Fig. X.8. Diagrama tensiunilor la reglarea tensiunii transformatoarelor cu rezistenţe.

In trecut, cînd nu se realiza-seră încă regulatoare automate de tensiune cu acţiune rapidă, menţinerea constantă a tensiunii s-a făcut manual, iar reactanţele sincrone au trebuit să aibă valori mici. Aceasta înseamnă însă întrefier foarte mare şi deci putere mare de excitaţie, maşini scumpe. De asemenea şi curentul de scurtcircuit de durată a rezultat relativ mare. Azi, la generatoare de cîteva sute de megawaţi, raportul de scurtcircuit (vezi cap. IV, pct. 3, 1) scade pînă la $m \cong 0{,}4$!

Reglarea rapidă a tensiunii la generatoare este de mare importanţă şi din punctul de vedere al stabilităţii statice şi dinamice.

Dacă se notează cu I_{e_0} curentul de excitaţie, care asigură în gol tensiunea nominală la borne, în sarcină rezultă, pentru menţinerea neschimbată a tensiunii, $I_e \cong 2\, I_{e_0}$, din cauza reacţiei mari de indus. La scurtcircuite apropiate se scoate complet rezistenţa exterioară din circuitul de excitaţie, rezultînd $I_{emax} \cong 4\, I_{e_0}$. In cazul unei sarcini capacitive se produce o reacţie longitudinală magnetizantă şi generatorul sincron se poate autoexcita. Dacă se consideră numai sarcini capacitive mai mici, ca de exemplu, o reţea de cablu neîncărcată (noaptea) ţinută sub tensiune, rezultă $I_{emin} \cong 0{,}8\, I_{e_0}$.

Prin urmare $\frac{I_{emax}}{I_{emin}} \cong \frac{4\ I_{e_o}}{0,8\ I_{e_o}} = 5$, adică reglarea tensiunii cere modificarea curentului de excitaţie I_e şi deci şi a tensiunii de excitaţie U_e în limite foarte largi.

1. Statismul şi repartizarea puterilor reactive între generatoare. După cum s-a arătat cauza căderii de tensiune la bornele generatorului este în primul rînd, sarcina reactivă. De aceea este indicat să se reprezinte U_f, funcţie de Q, fără reglare de tensiune sau cu reglare de tensiune. In primul caz (deci la I_e = const.) se obţine: caracteristica statică naturală(1) iar în al doilea caz: caracteristica statică (2) a sistemului de reglare (fig. X.9). Caracteristica naturală, la factor de putere constant, rezultă din diagrama din figura X.1o. Se observă că la tensiuni la borne din ce în ce mai mici corespund sarcini din ce în ce mai mari.

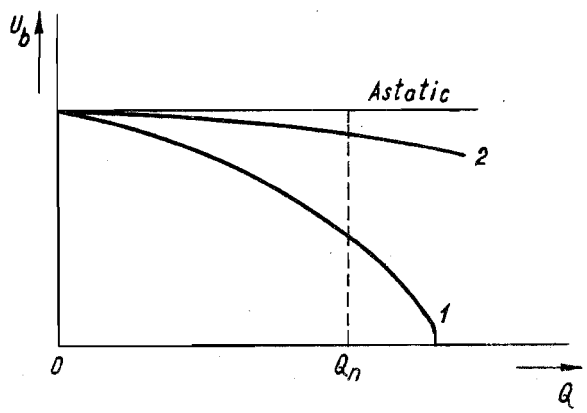


Fig. X.9. Caracteristici statice.

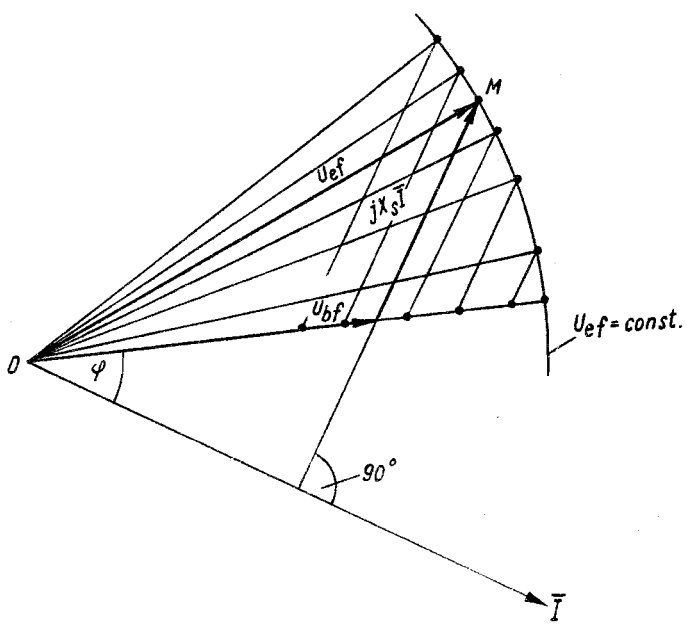


Fig. X.1o. Determinarea caracteristicii naturale de tensiune a generatorului sincron.

Statismul reglării reprezintă scăderea relativă a tensiunii la borne, de obicei în procente, la creşterea puterii reactive de la zero la 1oo%. Se observă că statismul natural nu poate satisface cerinţa unei tensiuni suficient de constante la consumator.

O tensiune absolut constantă la borne înseamnă reglare astatică. Dacă se cere să se menţină constantă tensiunea la consumator şi nu la bornele generatorului, aceasta implică

mărirea tensiunii la borne la putere reactivă mărită, pentru acoperirea căderii de tensiune mărite pe linie. In acest caz, alura caracteristicii statice trebuie să fie crescătoare, ceea ce înseamnă statism negativ. El se obţine prin compoundare, adică prin reglarea nu a tensiunii la borne, ci a tensiunii din punctul de consum, prin aceea că se reproduce şi căderea de tensiune pe linie, printr-un curent proporţional cu cel de pe linie. Ca şi la reglarea frecvenţei, nici la reglarea tensiunii funcţionarea în paralel nu se poate realiza cu regulatoare astatice. Trebuie totuşi remarcat că frecvenţa este aceeaşi în întregul sistem interconectat, tensiunea însă este aceeaşi numai la barele comune din aceeaşi centrală. De aceea, reglarea astatică trebuie evitată numai la generatoare care debitează pe aceleaşi bare colectoare.

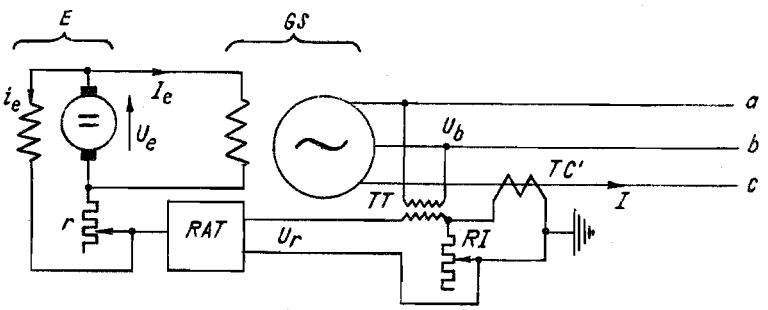


Fig. X.11. Realizarea statismului exterior.

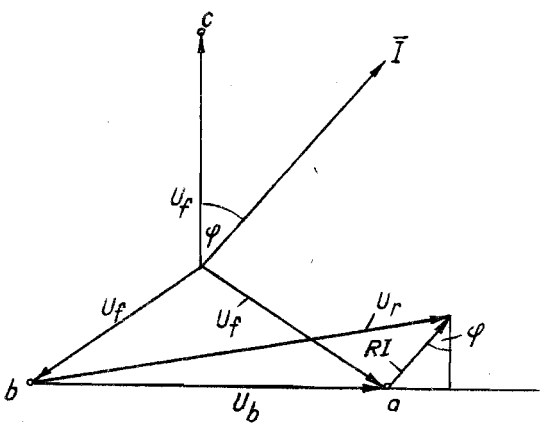


Fig. X.12. Compunerea tensiunilor aplicate regulatorului.

La generatoare care funcţionează în paralel, debitînd pe bare comune, puterile reactive se repartizează invers proporţional cu statismul sistemelor de reglare automată a tensiunii (vezi şi fig. IX.1o).

Statismul sistemului de reglare se poate realiza prin statismul interior al RAT, sau prin conectarea corespunzătoare a RAT astatic (statism exterior).

Statismul exterior se poate obţine printr-o schemă de conexiune, ca cea din figura X.11. Tensiunea U_r aplicată regula-

Tasc.21 Cda 100657/1984

torului are o componentă proporţională cu U_b obţinută prin transformatorul de tensiune TT şi o altă componentă RI, obţinută prin trecerea unui curent proporţional cu cel de linie prin rezistenţa reglabilă R.

Rezultă deci

$$U_r = |\bar{U}_b + R\bar{I}| = \text{const.}$$

Se observă însă (fig. X.12) că

$$U_r \cong U_b + RI\sin\varphi = U_b + RI_r = U_b + kQ,$$

de unde

$$U_b = U_r - kQ. \qquad (X.12)$$

Aceasta este ecuaţia unei drepte, cu pantă căzătoare. Statismul este proporţional cu panta k.

Regulatorul automat de tensiune (fig. X.11) ţine constantă (sau aproape constantă, corespunzător statismului său interior) tensiunea U_r de la bornele sale. Pentru aceasta modifică, cu reostatul r, curentul de excitaţie i_e a excitatoarei E. Se schimbă astfel tensiunea U_e, dată de excitatoare şi curentul de excitaţie I_e a generatorului sincron GS, rezultînd o tensiune la borne U_b corespunzător relaţiei (X.12).

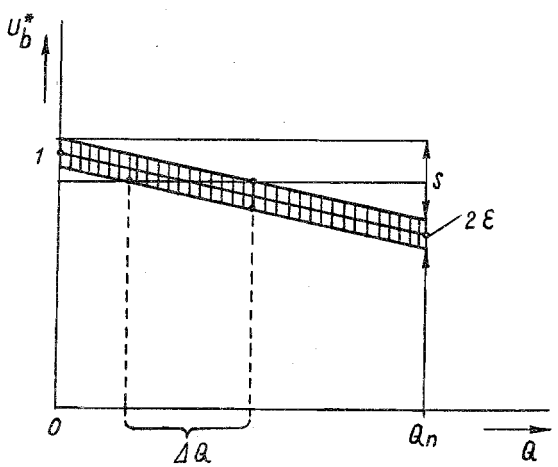


Fig. X.13. Determinarea statismului minim.

Pentru ca tensiunea U_b să fie cît mai constantă, statismul trebuie să fie cît mai mic. Statismul zero însă nu corespunde, după cum s-a amintit, la generatoare care merg în paralel, deoarece la o mică neprecizie a sistemului de reglare (vezi cap. IX, fig. IX.11) o maşină se va excita la maximum, iar cealaltă se va dezexcita într-atît, încît maşina supraexcitată va debita singură toată puterea reactivă consumatorilor şi pe deasupra va acoperi şi puterea de magnetizare care-i lipseşte maşinii subexcitate.

Aceasta înseamnă o circulaţie inutilă, a puterii reactive între cele două maşini, însoţită de mari pierderi.

Se pune deci întrebarea, care este statismul minim admisibil, pentru a se asigura o repartizare suficient de precisă a puterii reactive între generatoare. El rezultă din insensibilitatea regulatorului faţă de mici variaţii de tensiune, zona de insensibilitate putînd fi de exemplu de $\pm$ 0,001 Un, adică de $\varepsilon = 0{,}1$ %. De aceea, caracteristica RAT se reprezintă printr-o zonă cuprinsă între două trepte, distanţate după ordonată cu 2ε (fig. X.13).

Se observă că

$$\Delta Q^* = \frac{\Delta Q}{Q_n} = \frac{2\varepsilon}{S} \ ,$$

de unde

$$S = \frac{2\varepsilon}{\Delta Q^*} \ . \qquad (X.13)$$

Fie, de exemplu: $\Delta Q^* = 0{,}03 \ldots 0{,}07$, $\varepsilon = 0{,}1\%$. Din (X.13) rezultă statismul minim

$$S = \frac{2 \cdot 0{,}1}{0{,}03 \ldots 0{,}07} = 3 \ldots 6\% .$$

Statismul regulatoarelor de tensiune se alege de acest ordin de mărime. Micşorarea statismului este posibilă numai folosind construcţii mult mai sensibile.

2. Sisteme de excitaţie. Curentul de excitaţie pentru generatoarele unei centrale se poate obţine de la o sursă centrală de curent continuu sau de la excitatoare individuale, antrenate direct de la arborele generatorului sincron, sau de un motor special de antrenare (la puteri mari). Se preferă excitatoarea individuală, faţă de bare de curent continuu în centrală, pentru următoarele motive:

- Siguranţa de funcţionare este mai mare.
- Se reduc pierderile la reglarea excitaţiei. Puterea necesară pentru excitaţie este de 0,5...3% din puterea generatorului, iar în cazul barelor de curent continuu pentru excitaţie, acestea ar trebui să aibă în permanenţă o tensiune ridicată, corespunzătoare lui I_{emax}. Tensiunea aplicată înfăşurării de excitaţie va trebui

în permanenţă redusă prin reostate de reglare, în care pierderile au ordinul puterii utile de excitaţie. La excitatoare separate, reglarea se face prin modificarea curentului i_e de excitaţie a excitatoarei, un curent mult mai mic decît I_e.

- Construcţia centralei este mai simplă.
- Excitaţia individuală se pretează mai bine la reglarea automată a tensiunii şi repartizarea automată a sarcinii reactive.

Excitarea excitatoarei poate fi paralelă, de la bornele indusului excitatoarei (fig. X.11), sau de la o excitatoare auxiliară (fig. X.14). Uneori aceasta se înlocuieşte cu un amplificator rotativ (fig. X.15). Excitatoarea auxiliară (EA, fig. X.14) asigură un reglaj mai rapid şi stabil, deoarece curentul i_e se obţine de la o sursă de tensiune constantă şi nu dependentă chiar de valoarea lui i_e. Cheltuiala şi complicaţia suplimentară se justifică numai la puteri peste aproximativ 15MVA.

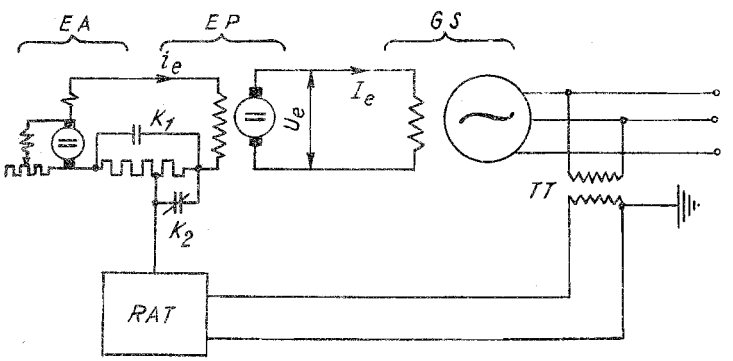


Fig. X.14. Sistem de excitare folosind o excitatoare principală EP şi una auxiliară EA. Contactele K_1 şi K_2 servesc pentru excitare şi dezexcitare.

In afară de excitatoare rotative s-au introdus în ultimul timp şi sisteme de excitaţie folosind tensiune redresată, de valoare comandată prin sistemul de reglare.

In cazul figurii X.15, amplidina A serveşte numai pentru a asigura un surplus de curent de magnetizare pentru excitatoarea E, care se excită parţial de la bornele proprii. In felul acesta, puterea amplidinei poate fi mai mică. Amplidina este un amplificator rotativ de curent continuu cu cîmp transversal. Axa longitudinală şi transversală sînt notate cu L şi T

în figura X.15. La trecerea unui curent prin înfăşurarea de comandă 1 apare un flux longitudinal şi o tensiune indusă între periile transversale 2. Acestea sînt scurtcircuitate; de aceea va curge un curent prin această înfăşurare, producînd un flux transversal. Aceasta este prima treaptă de amplificare. Datorită acestui flux se induce o tensiune între periile 3, asigurînd un curent şi o putere importantă în circuitul de utilizare exterior. Aceasta este a doua treaptă de amplificare. Amplidina amplifică deci în două trepte. Infăşurarea 4 compensează reacţia de indus demagnetizantă produsă de curentul de sarcină.

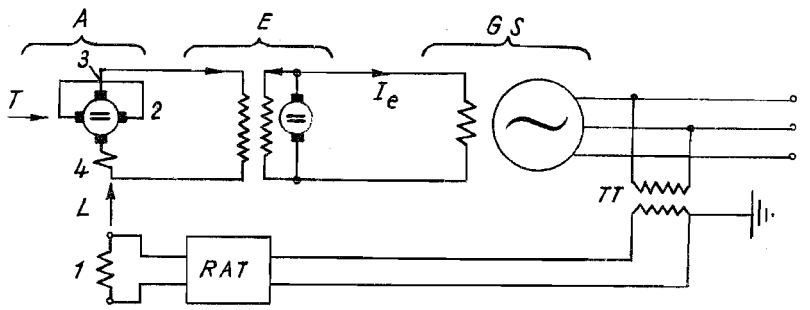


Fig. X.15. Folosirea unei amplidine A ca amplificator rotativ.

3. Regulatoare automate de tensiune. RAT este acea parte a sistemului de excitaţie, care măsoară tensiunea ce i se aplică, o compară direct sau după transformarea ei în altă mărime, de obicei mecanică, cu o mărime de reper (consemn), realizată în regulator şi intervine, ori de cîte ori cele două mărimi diferă, modificînd curentul de excitaţie, de cele mai multe ori prin variaţia rezistenţei din circuitul de excitaţie a excitatoarei.

După modul lor de realizare, RAT pot fi

- electromecanice, adică cu reglare mecanică,
- electromagnetice, deci fără piese în mişcare,
- electronice cu tuburi sau tranzistori.

In cele ce urmează ne vom ocupa cu primele două categorii de RAT, ele fiind cele mai răspîndite. Introducerea tranzistorilor în construcţia RAT electronice le măreşte mult siguranţa de funcţionare, deschizînd noi perspective în utilizarea lor.

a. Regulatoare electromecanice. Ele modifică rezistenţa în circuitul de excitaţie a excitatoarei

- fie printr-un reglaj discontinuu, cu două poziţii cînd rezistenţa de reglare este alternativ introdusă în circuit, sau scoasă din circuit prin scurtcircuitare,
- fie prin reglaj continuu cînd rezistenţa este reglată în orice moment în aşa fel, încît curentul de excitaţie care rezultă să compenseze reacţia de indus demagnetizantă a curentului de sarcină a generatorului sincron.

Deşi reglarea se face cu elemente în mişcare, totuşi, datorită perfecţiunii execuţiei lor, regulatoarele electromecanice prezintă o bună siguranţă în exploatare.

α. R e g u l a t o a r e v i b r a t o a r e. Acestea sînt regulatoare cu două poziţii. Cel mai cunoscut este regulatorul Tirrill, pe care-l vom prezenta mai jos.

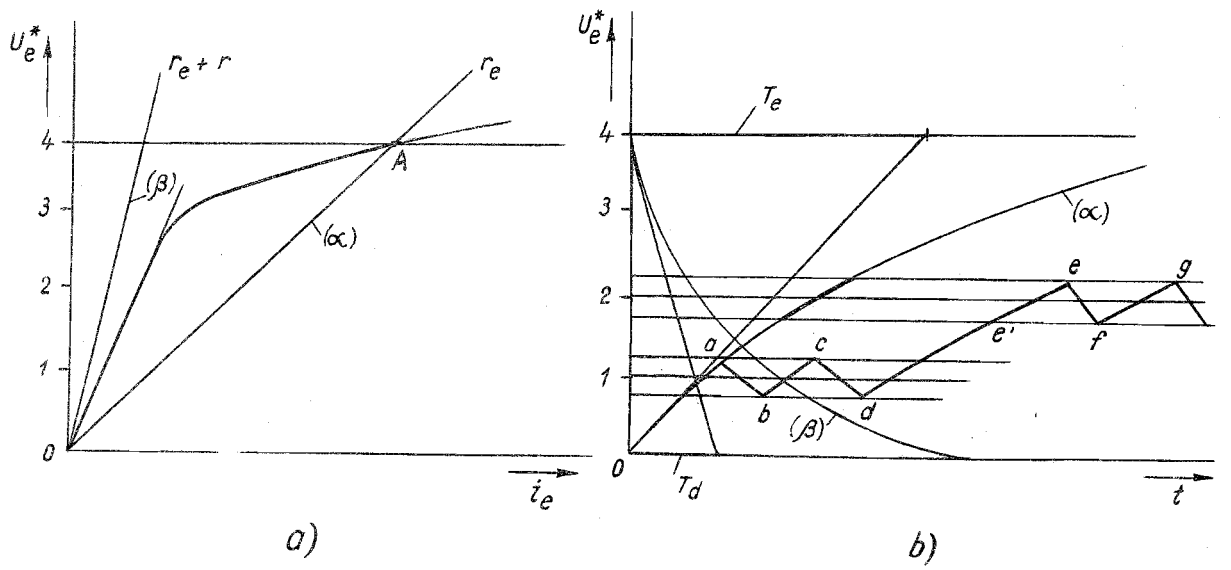


Fig. X.16. Fenomene de excitare şi dezexcitare la regulatoare vibratoare.

Cînd RAT scurtcircuitează rezistenţa de reglare r, în circuitul de excitaţie rămîne numai rezistenţa de excitaţie a excitatoarei r_e (dreapta α, fig. X.16,a) şi excitatoarea se excită pînă în punctul A. Excitarea se petrece în timp, după o curbă asemănătoare unei exponenţiale (α, fig. X.16,b) avînd constanta de timp $T_e \cong \frac{L}{r_e}$. Cînd contactele de scurtcircuitare

se desfac, rezistenţa de reglare r se introduce în circuitul de excitaţie (dreapta β, fig. X.16,a), excitatoarea se dezexcită cu constanta de timp $T_d \cong \frac{L}{r_e+r}$. Deşi realizarea unei tensiuni $U_e^* = \frac{U_e}{U_{e_0}}$ mai mică decît 2,5 u.r. nu este posibilă din cauza alurei drepte a caracteristicii de magnetizare a excitatoarei, totuşi prin excitări şi dezexcitări alternative, de scurtă durată, se poate realiza variaţia tensiunii în jurul oricărei valori medii. Astfel, în figura 16,b, tensiunea variază după curba Oabcdefg, porţiunile curbei frînte rezultînd prin translatarea unor porţiuni din curbele α şi β cuprinse între aceleaşi ordonate. La început tensiunea medie de excitaţie are valoarea relativă $U_e^* = 1$ corespunzător mersului în gol al generatorului sincron (curba abcd), apoi tensiunea

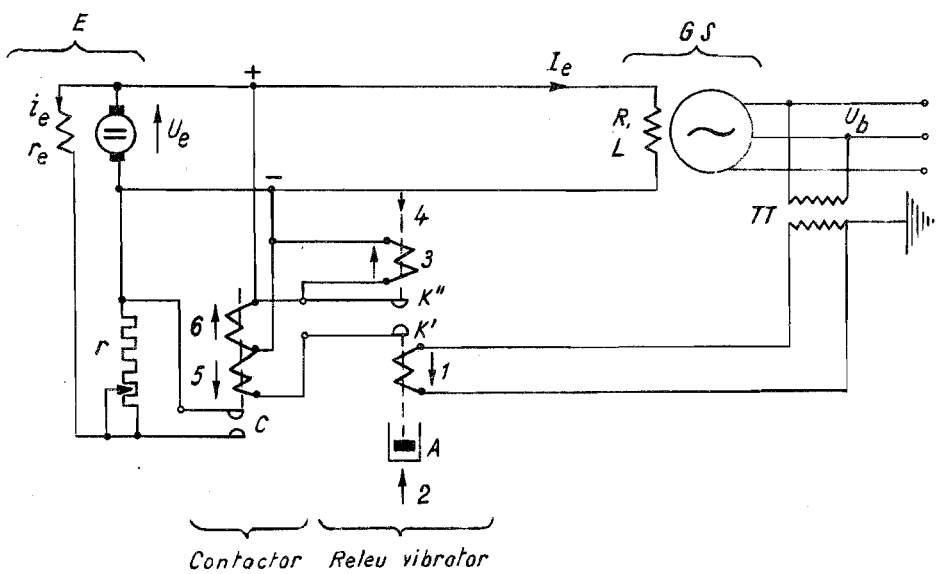


Fig. X.17. Schema de principiu al unui RAT vibrator.

medie de excitaţie este $U_e^* = 2$ (curba e'efg) corespunzător mersului în sarcină a generatorului sincron. Cu cît durata relativă de excitare este mai mare, iar cea de dezexcitare mai mică, cu atît tensiunea medie U_e rezultă mai mare. Curentul I_e are variaţii mai mici decît U_e, din cauza inductivităţii L mari a circuitului de excitaţie a maşinii sincrone, iar variaţiile fluxului şi a tensiunii induse, datorită vibraţiilor RAT, sînt imperceptibile.

RAT vibrator constă (fig. X.17) dintr-un releu vibrator şi un contactor, care scurtcircuitează intermitent rezistenţa r. In schemă s-au notat sensurile în care acţionează diferitele forţe în releu şi contactor:

Forţa (sau cuplul) 1 a electromagnetului de curent alternativ depinde direct de tensiunea aplicată. Forţa antagonistă 2 este constantă, independentă de poziţia contactului K'. Prin urmare, acesta poate fi în echilibru în orice poziţie, dar numai la o anumită tensiune U_b: RAT este astatic. Dacă tensiunea U_b nu are valoarea prescrisă, armatura se deplasează încet, frînată de amortizorul A. Ea se va opri atunci cînd prin acţiunea de reglare, care însoţeşte deplasarea ei, curentul I_e va restabili tensiunea U_b prescrisă.

Contactul K" vibrează în permanenţă în dreptul contactului K', sub acţiunea forţei electromagnetului de curent continuu 3 şi a forţei antagoniste 4, dependente de poziţie. Dacă K" nu atinge K', rezultă un proces de dezexcitare, U_e se micşorează, deci forţa 3 devine mai mică decît forţa antagonistă 4. Atunci K" se deplasează înspre K', pînă cînd îl atinge. Incepe un proces de excitare, U_e creşte, iar K" se îndepărtează de K' etc.

Contactele K'K" nu scurtcircuitează direct rezistenţa r, ci prin intermediul unui contact C mai puternic al contactorului, acţionat de electromagnetul 6, care este în permanenţă sub tensiune, şi 5 pus sub tensiune la închiderea contactelor K'K". Prin urmare contactul contactorului urmăreşte îndeaproape mişcarea contactelor releului.

Reglarea poate fi făcută statică printr-un montaj ca în figura X.11. Acţiunea regulatorului este rapidă, pentru că procesul de trecere la o nouă tensiune U_e se face (fig. X.16, b) fără inerţie, prin simpla lungire a unei faze de excitare sau dezexcitare, care alternează în mod normal în procesul de reglare. De aceea, cu toate că se construiesc numeroase tipuri reuşite de RAT nemecanice, în exploatare se mai regăsesc şi RAT vibratoare.

β. R e g u l a t o a r e r e o s t a t i c e. Acestea modifică în mod continuu rezistenţa de excitaţie. Pentru a

asigura o tensiune U_e reglabilă stabil în limite foarte largi, caracteristica de magnetizare a excitatoarei trebuie să prezinte o curbură continuă (fig. X.18), altfel, în porţiunea dreaptă, nesaturată (fig.X.16,a), funcţionarea este nestabilă. Curbarea caracteristicii de magnetizare se poate obţine realizînd printr-o tăietură în pol un istm I, care să se satureze la fluxuri mici, datorită concentrării locale a liniilor de forţă. In felul acesta, chiar la valori mici ale curentului de excitaţie există porţiuni saturate ale circuitului de magnetizare, a cărei caracteristică se curbează astfel continuu.

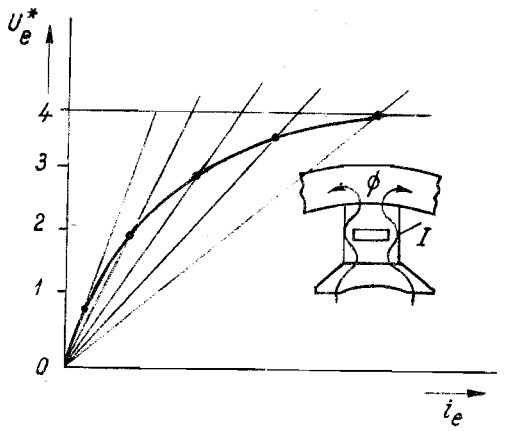


Fig. X.18. Caracteristica de magnetizare a excitatoarei.

Reglarea reostatică trebuie făcută cu frecare cît mai mică, pentru a nu absorbi putere prea mare pentru reglare. De aceea, modificarea valorii rezistenţei din circuitul de excitaţie se face prin contacte de rulare sau apăsare.

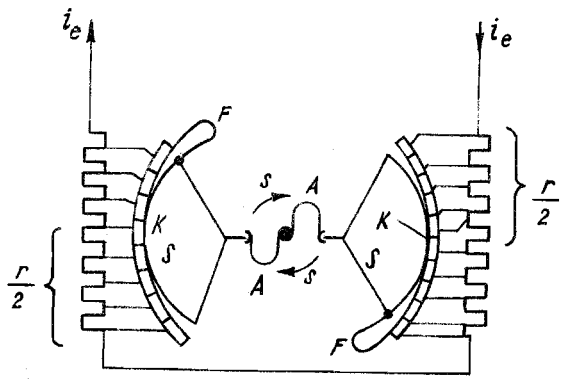


Fig. X.19. RAT cu sectoare rostogolitoare.

RAT cu sectoare rulante (fig. X.19) constă din sectoare circulare S conductoare, care rulează pe suprafaţa interioară a unui colector, scurtcircuitînd partea din rezistenţa de excitaţie cuprinsă între punctul de contact K şi firele flexibile F. La creşterea tensiunii U_b un mecanism cu inducţie cu tambur produce deplasarea sistemului mobil în sensul săgeţilor s, mărind astfel rezistenţa r şi micşorînd curentul de excitaţie. Sectoarele sînt apăsate pe colector de resoartele A. Cuplul antagonist este dat de un resort, nereprezentat în figură, avînd un cuplu dependent de poziţie. Prin urmare, tamburul poate fi în echilibru la diferite tensiuni U_b, asigurînd

poziţii corespunzătoare sectoarelor rulante S, deci şi valori corespunzătoare curenţilor de excitaţie i_e şi I_e, ultima variind în acelaşi sens cu Q. Deci la U_b mărit, Q este mai mic, ceea ce corespunde unui statism pozitiv. Mărimea statismului a rezultat din caracteristica resortului cuplului antagonist.

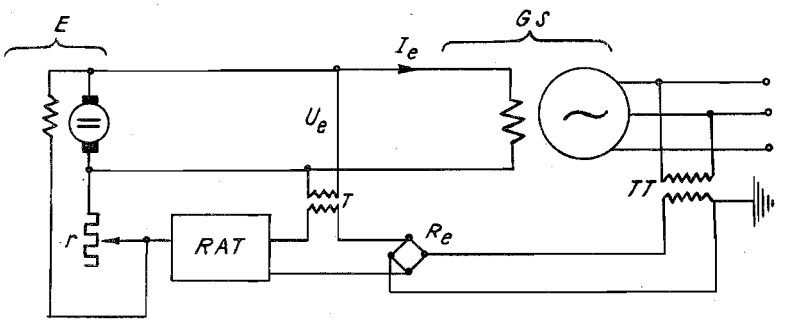


Fig. X.2o. Sistem de reglare a tensiunii cu un transformator de revenire .

Pentru ca sistemul mobil să nu oscileze în timpul reglării, el este amortizat cu un disc de inducţie (un disc de aluminiu între polii unui magnet permanent). Acesta nu este cuplat rigid cu sistemul mobil, ci printr-un element elastic, pentru a nu frîna deplasarea iniţială a sectoarelor, permiţînd chiar o slabă suprareglare iniţială, în scopul măririi vitezei reglării.

In unele cazuri, pentru a asigura o reglare stabilă, deci fără oscilaţii, se realizează un sistem de revenire, analog în principiu cu cel de la reglarea turaţiei. Sistemul de revenire (fig. X.2o) face să acţioneze asupra RAT nu numai tensiunea la borne U_b, ci chiar, înainte ca în urma reglării să fi rezultat modificarea acesteia, şi variaţia ΔU_e a tensiunii excitatoarei. Pentru aceasta RAT se alimentează cu tensiune redresată prin puntea de redresare R_e şi prin secundarul unui transformator de cuplaj T, conectat în primar la tensiunea continuă U_e. Curentul primar este limitat în mod normal de rezistenţa primară, de valoare suficient de mare. La creşterea tensiunii U_e, în secundar se induce o tensiune, care măreşte tensiunea aplicată regulatorului, ca şi cum ar fi crescut tensiunea U_b. Astfel, la acest prim efect al reglării, reglarea se încetineşte, fără să treacă un timp relativ lung, pînă cînd efectul reglării apare şi la tensiunea U_b. In acest fel se elimină suprareglările care duc la nestabilitate sau oscilaţii de lungă durată.

RAT cu contacte de apăsare sînt realizate ca în figura X.21,a. In partea de sus (fig. X.21,b) s-a reprezentat schematic efectul de scurtcircuitare a contactelor de apăsare. Acestea realizează legătura electrică prin contactele de argint C de pe capetele lamelelor elastice L, izolate între ele şi care duc la prize ale rezistenţei de reglare. In lipsa apăsării prin piesa S, acţionată înspre dreapta la micşorarea tensiunii, contactele C sînt ţinute la distanţă între ele, datorită suportului izolant. La micşorarea tensiunii, piesa S, prin apăsare pe contacte şi ridicarea unui număr de lamele de pe suportul izolant, produce scurtcircuitarea unei părţi a rezistenţei, rezultînd situaţia reprezentată în figura X.21,b.

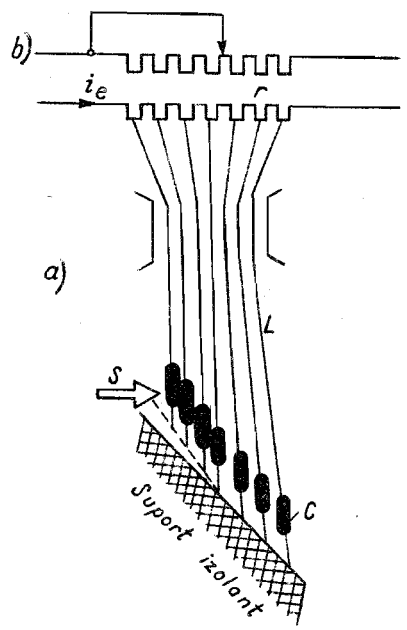


Fig. X.21. RAT cu contacte de apăsare.

Există RAT mai vechi la care rezistenţa de excitaţie se reglează prin modificarea forţei de comprimare a unei coloane de discuri, avînd rezistenţă variabilă în funcţie de forţa de apăsare.

b. <u>Regulatoare electromagnetice</u>. Vom descrie un sistem de reglare automată a tensiunii cu amplificator magnetic, folosit în unele centrale electrice din R.P.R. O parte auxiliară a RAT este sistemul de compoundare.

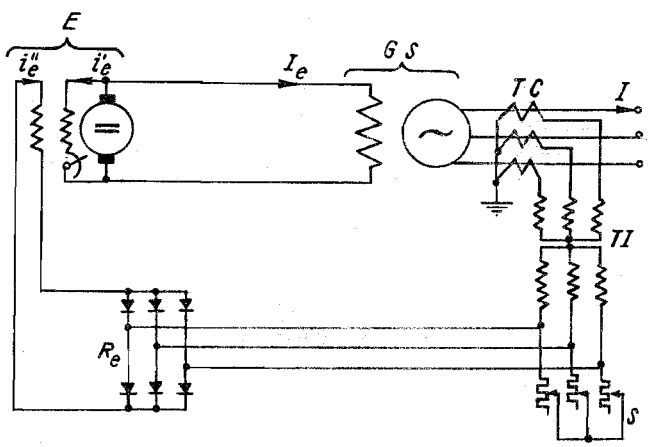


Fig.X.22.Sistem de compoundare.

α. C o m p o u n d a r e a. Variaţiile de tensiune la bornele generatorului sincron sînt cauzate de variaţiile puterii reactive. Sarcina RAT este deci uşurată, dacă, independent de el, se asigură o modificare a

curentului de excitaţie, proporţională cu puterea reactivă, sau cel puţin proporţional cu curentul generatorului I. In aceasta constă compoundarea. Ea nu este deci o reglare a tensiunii, deoarece tensiunea nici măcar nu se măsoară. Totuşi U_b nu variază mult, datorită compensării, într-o oarecare măsură, a reacţiei de indus.

Curentul de excitaţie are o parte nereglabilă i'_e (fig.X.22) şi una reglabilă i''_e, proporţională cu I. El se obţine prin intermediul transformatoarelor de curent TC, a transformatorului intermediar TI şi a punţii de redresare trifazate R_e. Mărimea curentului i''_e se poate modifica cu ajutorul unui şunt trifazat S, unde se derivă o parte a curentului din secundarul transformatorului intermediar.

β. R e g u l a t o r u l c u a m p l i f i c a t o r m a g n e t i c. Regulatorul de tensiune se foloseşte în combinaţie cu un sistem de compoundare, reprezentat numai schematic în figura X.23.

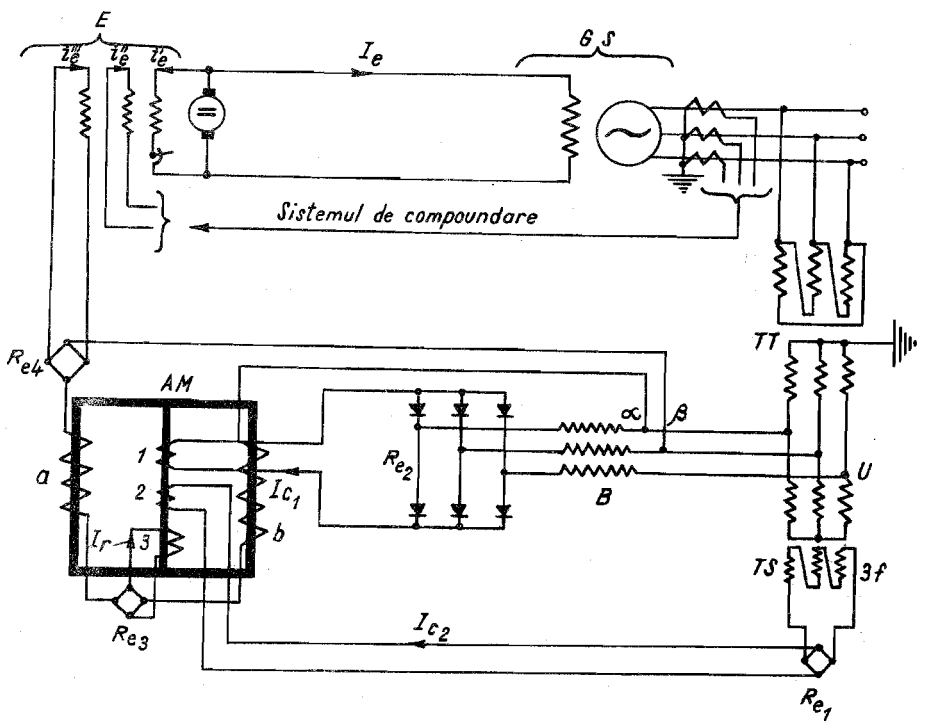


Fig. X.23. RAT cu amplificator magnetic.

Amplificatorul magnetic cu trei coloane AM funcţionează pe principiul unei reactanţe variabile (înfăşurările a şi b)

prin saturarea coloanelor laterale cu un flux produs de către înfăşurările de comandă (1,2 şi 3 de pe coloana centrală) parcurse de curent continuu.

Efectul de reglare constă în modificarea curentului de excitaţie i_e'', obţinut prin redresarea cu puntea R_{e4}, a curentului alternativ luat de la tensiunea $\alpha - \beta$ şi reglat prin bobinele a şi b.

Pentru comanda amplificatorului magnetic sînt necesari doi curenţi (fig. X.24): I_{C1} proporţional cu U şi I_{C2} cu o variaţie mai rapidă decît liniară în raport cu U. Tensiunea U este proporţională cu U_b şi se obţine cu ajutorul transformatorului de tensiune TT. Curentul I_{C1} rezultă prin redresare cu puntea trifazată R_{e2} şi este limitat de bobinele B cu caracteristică liniară. Curentul I_{C2} se obţine prin redresarea cu puntea R_{e1} a unui curent de frecvenţă triplă obţinut cu un transformator saturat TS avînd secundarul în triunghi deschis. In primarul transformatorului, armonica a treia a curentului de magnetizare este suprimată pentru că curenţii de frecvenţă triplă sînt omopolari şi ar trebui să circule prin nul. De aceea, tensiunea de fază nu mai poate fi sinusoidală şi va conţine o armonică deformantă de ordinul trei; în înfăşurarea secundară aceasta apare ca tensiune indusă rezultantă în cele trei faze conectate în serie (triunghi deschis). In sarcină rezultă un curent de frecvenţa 3 f. Armonica a treia nu este proporţională cu U, deoarece apariţia ei este legată de saturarea miezului.

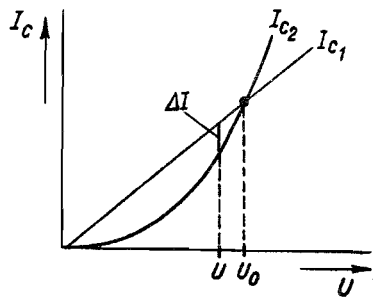


Fig. X.24. Variaţia curenţilor de comandă a amplificatorului magnetic.

Dacă tensiunea U diferă de o valoare stabilă U_0 (fig. X.24) apar amperspire de comandă rezultante ΔI care acţionează asupra lui i_e'' în sensul de a readuce tensiunile U_b şi U_0 la valoarea prescrisă.

Infăşurarea de comandă 3 este parcursă de curentul de reacţie I_r, obţinut prin redresarea (cu puntea R_{e3}) curentului reglat care parcurge bobinele a şi b. Ea serveşte pentru

micşorarea amperspirelor necesare pentru comandă ΔI, adică pentru mărirea sensibilităţii amplificatorului.

RAT cu amplificator magnetic, neavînd piese în mişcare sau tuburi electronice, are o mare siguranţă în exploatare.

4. Forţarea excitaţiei. Unul din mijloacele pentru îmbunătăţirea stabilităţii este mărirea la scurtcircuite a tensiunii induse a generatoarelor. Multe RAT măresc în mod automat excitaţia la valoare maximă; în caz contrar forţarea excitaţiei se face prin scurtcircuitarea rezistenţei din circuitul de excitaţie cu un contactor comandat de un releu de tensiune minimă. Circuitul de scurtcircuitare trebuie să aibă în serie contactele bloc ale întrerupătorului generatorului, astfel încît forţarea să nu se facă decît atunci cînd întrerupătorul este închis. In acest fel se evită în primul rînd forţarea excitaţiei la pornire, înainte de sincronizare. In al doilea rînd, în acest fel, forţarea excitaţiei se limitează pe timpul scurt al scurtcircuitului, ceea ce este important, pentru că $I_{emax} \cong 4\ I_{eo}$ nu este suportat la durată de circuitul de excitaţie (curentul de excitaţie admisibil de lungă durată este de aproximativ $2{,}5\ I_{eo}$). La deconectarea scurtcircuitului, tensiunea la bornele generatorului nu revine imediat la valoarea normală, din care cauză, în lipsa blocării amintite, prin excitare forţată s-ar putea produce o supratensiune periculoasă.

C a p i t o l u l X I

PROTECŢIA PRIN RELEE

A. CERINŢE GENERALE

Scurtcircuitele care apar în reţele trebuie lichidate într-un timp cît mai scurt, astfel încît efectele lor dăunătoare să fie cît mai reduse. Sistemul de declanşare al întrerupătoarelor este comandat în acest scop de către protecţia prin relee.

Protecţia prin relee trebuie să funcţioneze:

- sigur,
- sensibil,
- rapid,
- selectiv.

Siguranţa funcţionării este necesară, avînd în vedere pagubele mari care se produc în echipamentul electric sau la consumatori, dacă scurtcircuitul nu se deconectează suficient de repede, prin efectele arcului sau efectul termic şi dinamic al curentului de scurtcircuit. Cu cît echipamentul este de mai mare valoare (de exemplu generatoare de mare putere) sau cu cît paguba produsă la consumator, prin întrerupere neoportună, este mai mare, cu atît şi costul echipamentului de protecţie poate fi mai ridicat. In general, cheltuielile efectuate pentru o protecţie sigură sînt întru totul justificate prin reducerea pierderilor în cursul exploatării, chiar dacă scurtcircuitele sînt rare.

Siguranţa protecţiei se asigură prin adoptarea unor soluţii tehnice corespunzătoare, pe cît posibil simple, prin folosirea unui echipament bine construit şi prin exploatare bine organizată, supraveghere atentă. Cu toată grija pentru alegerea şi exploatarea sistemului de protecţie prin relee, în unele cazuri releul de protecţie ar putea să nu funcţioneze.

Pentru această situaţie, protecţia prin relee trebuie proiectată în aşa fel, încît pe lîngă protecţia de bază să existe şi una de rezervă.

Sensibilitatea protecţiei implică funcţionarea ei la mici abateri de la valoarea normală a mărimii reglate la releu (curent, tensiune).

Rapiditatea protecţiei este necesară atît pentru a micşora efectele curenţilor de scurtcircuit, cît şi pentru mărirea capacităţii de transport a liniilor. Intr-adevăr, după cum s-a arătat, efectul perturbator al scurtcircuitului asupra stabilităţii dinamice depinde de durata avariei şi are influenţă negativă asupra puterii care se poate transmite în mod stabil pe linia dată.

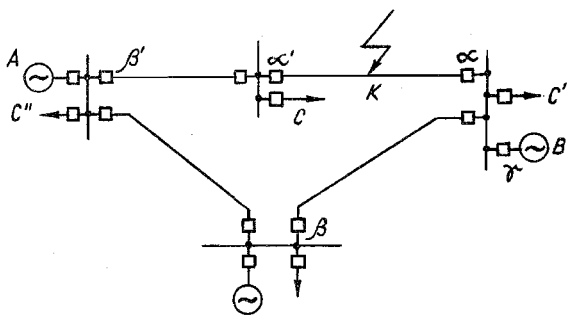


Fig. XI.1. Reţea inelară.

Selectivitatea protecţiei prin relee asigură alegerea, pentru deconectarea scurtcircuitului, a întreruptoarelor celor mai apropiate de locul de scurtcircuit. Astfel, la un scurtcircuit în punctul K din fig. XI.1, tronsonul de linie se deconectează prin întrerupătoarele α şi α'. Dacă în loc de α' curentul de scurtcircuit dinspre stînga ar fi întrerupt de întrerupătorul β', atunci consumatorul C nu ar mai fi alimentat după întrerupere, de către linia dinspre centrala A. Totuşi întreruperea în β' este necesară dacă nu a funcţionat protecţia de bază şi de rezervă din α'. Dacă nu deconectează întrerupătorul α, atunci va trebui să se deschidă γ şi β, ceea ce are ca efect nealimentarea consumatorului C' şi separarea generatoarelor B de la sistem.

B. PROTECȚIA REȚELELOR

Rețelele de configurația cea mai simplă sînt cele radiale sau cele arborescente.In mod corespunzător și protecția lor poate fi relativ simplă, fiind realizată cu relee maximale de curent. La rețele inelare este necesară o protecție echipată cu relee direcționale, iar la rețele buclate complexe, o protecție de distanță. In unele cazuri se folosește o protecție diferențială, omopolară sau de înaltă frecvență.

1. Protecția maximală de curent. Protecția maximală de curent se realizează cu relee de supracurent, care acționează atunci, cînd la un scurtcircuit sau o suprasarcină curentul depășește într-o măsură bine determinată valoarea normală din timpul exploatării. Selectivitatea se asigură prin alegerea potrivită a temporizării protecției.

a. Caracteristici de declanșare. Se numește caracteristică de declanșare curba $t = f(I)$, t fiind timpul de acționare a releului (temporizarea), iar I valoarea efectivă a curentului prin releu. In afară de cazul declanșării instantanee (în realitate la $t \cong 0{,}1$ s), releele de supracurent pot funcționa cu o temporizare care depinde de valoarea curentului, temporizarea fiind realizată fie prin construcția releului, fie printr-un releu de timp, care face parte din schema de protecție.

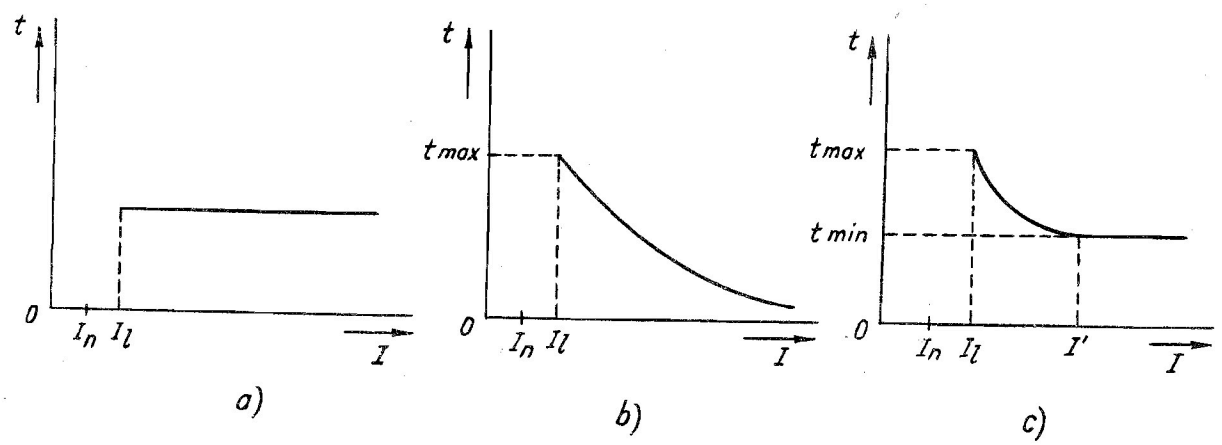


Fig. XI.2. Caracteristici de declanșare.

Figura XI.2 reprezintă trei caracteristici de temporizare sau declanșare. In figura XI.2,a s-a reprezentat o "carac-

teristică independentă" la care t nu depinde de I, în figura XI.2,b o "caracteristică dependentă" la care t scade de la t_{max} pînă la zero dacă curentul ia valori mari, iar în figura XI.2,c o "caracteristică semidependentă" sau "limitat dependentă", la care t scade de la t_{max} la t_{min}, rămînînd constant pentru $I \geq I'$. In toate cazurile, releul acţionează numai dacă $I \geq I_\ell$, I_ℓ fiind curentul limită de acţionare, mai mare decît curentul nominal I_n.

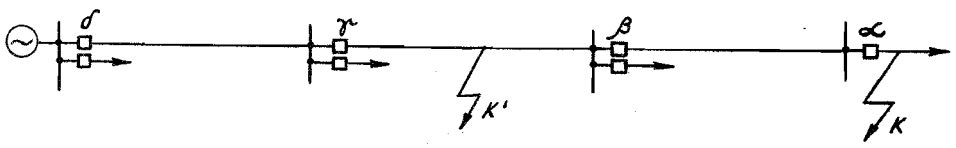


Fig. XI.3. Linie cu mai multe tronsoane.

Intr-o schemă de protecţie a unei linii cu mai multe tronsoane (fig. XI.3) timpul de declanşare trebuie să crească, independent de valoarea curentului la întrerupătoarele mai apropiate de sursă. Astfel, la un scurtcircuit în K, vor porni releele α, β ... (cele mai apropiate de centrale vor porni numai dacă au I_ℓ suficient de mic), însă va acţiona numai α, β avînd o temporizare superioară, sau eventual va acţiona β (şi nu γ, din acelaşi motiv), dacă α este defect. La un scurtcircuit în K' va acţiona γ, iar δ nu va acţiona decît la nefuncţionarea lui γ.

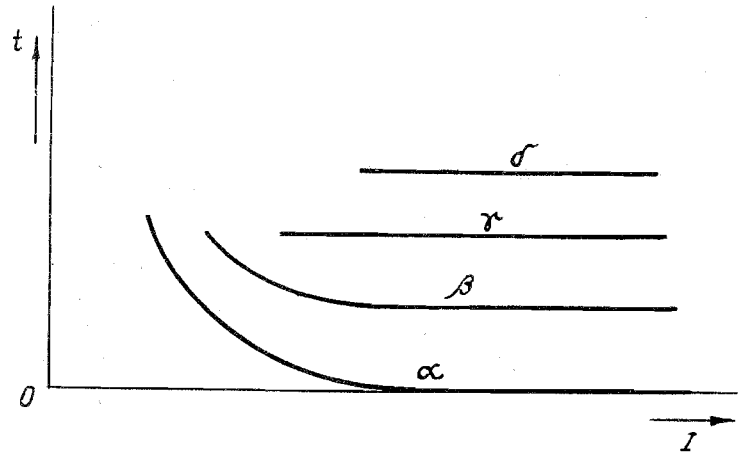


Fig. XI.4. Compararea caracteristicilor.

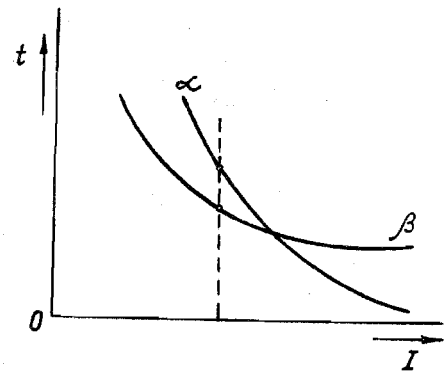


Fig. XI.5. Caracteristici nepotrivite.

Din cele arătate rezultă că la orice curent este necesar ca $t_\delta > t_\gamma > t_\beta > t_\alpha$, adică caracteristicile să nu se intersecteze (fig. XI.4 şi XI.5). In cazul figurii XI.5 la curenţi nu prea mari $t_\alpha > t_\beta$, deci protecţia nu este selectivă.

Caracteristica dependentă (fig. XI.2,b) are avantajul faţă de cea independentă (fig. XI.2,a) că la scurtcircuite $t \to o$, iar la supracurenţi trecători, ca de exemplu la pornirea unor motoare mari, t este suficient de mare, pentru a permite fără deconectare trecerea supracurentului. Totuşi caracteristica dependentă, prin faptul că $t \to o$ nu poate fi aplicată decît la un întrerupător terminal, deoarece la scurtcircuite nu asigură o gradaţie de timp şi toate întrerupătoarele ar deconecta simultan şi instantaneu. Pe de altă parte la consumatorii apropiaţi de centrală vor fi puţin probabile suprasarcinile trecătoare sensibile în raport cu curentul permanent, de valoare relativ mare. De aceea aici corespunl bine caracteristicile independente. Caracteristica semidependentă (fig. XI.2,c) poate fi folosită la un releu dintr-un punct intermediar (fig. XI.4).

b. <u>Protecţia motoarelor</u>. Motoarele electrice formează cea mai importantă sarcină şi adesea la un capăt de linie este racordat un motor de putere mare (fig. XI.6).

Fig. XI.6. Schema alimentării unui motor.

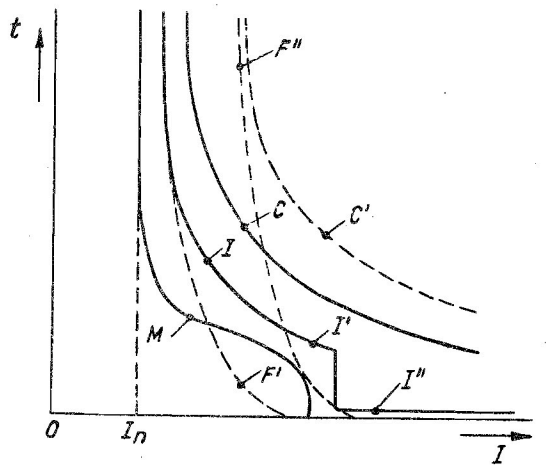


Fig. XI.7. Caracteristici de protecţie pentru motor, cablu şi întrerupător.

Fiecare element din schemă are o caracteristică a comportării lui la un proces tranzitoriu, ca acela de pornire. La întrerupător caracteristica ce ne interesează este cea a declanşării: $t = f_I(I)$, la cablu caracteristica duratei admisibile de încărcare funcţie de curent: $t = f_C(I)$, iar la motor curentul de pornire funcţie de timp sau $t = f_M(I)$ (fig. XI.7). Trebuie remarcat că curentul reprezentat în abscisă este considerat

constant începînd cu t = o şi deci caracteristica motorului indică nu variaţia reală a curentului I_t în timpul pornirii, ci variaţia unui curent eficace, definit prin relaţia

$$I = \sqrt{\frac{1}{t}\int_0^t I_t^2\, dt}.$$

In intervalul de timp scurt de la zero la t, curentul I este echivalent din punctul de vedere al încălzirii cu cel real I_t.

Caracteristicile trebuie să fie situate aşa cum s-a reprezentat în figura XI.7. Ele trebuie să fie suficient de apropiate, fără să se intersecteze. Intr-adevăr, dacă ele nu ar fi apropiate, ar rezulta un cablu de alimentare supradimensionat, iar dacă s-ar intersecta, atunci fie că întrerupătorul ar deconecta în timpul pornirii, fie că cablul s-ar încălzi peste măsură. Astfel, de exemplu, dacă în loc de caracteristica I a întrerupătorului am considera caracteristica unui fuzibil F, ştiind că fuzibilul are inerţie termică mică (fig.XI.7), la curentul mare de la începutul pornirii motorului va rezulta topirea fuzibilului. Este deci necesar un fuzibil F" de un curent nominal mai mare, acesta însă nu va proteja cablul C de supracurenţii care apar la supraîncărcarea motorului. Este deci necesar un cablu supradimensionat C'.

Din cele de mai sus rezultă că protecţia motoarelor nu poate fi realizată cu fuzibile normale, de inerţie termică mică. De altfel fuzibilele nu corespund pentru protecţia motoarelor şi pentru faptul că ele întrerup uneori numai o fază, lăsînd motorul alimentat monofazat. Atunci $I = \frac{P}{U\eta\cos\varphi}$ în loc de $\frac{P}{\sqrt{3}\,U\eta\cos\varphi}$, adică curentul creşte de aproximativ $\sqrt{3}$ ori, ceea ce este periculos pentru motor.

Caracteristica I (fig. XI.7) a întrerupătorului de protecţie a motorului trebuie să asigure pe de o parte temporizarea necesară pentru pornire (partea I'), pe de altă parte deconectarea rapidă (partea I") în caz de scurtcircuit. Temporizarea I' se asigură cu relee bimetalice puse pe două faze (a treia fază, neprotejată, nu poate fi parcursă singură de cu-

rentul de sarcină), iar întreruperea instantanee la scurtcircuite (I") se asigură cu relee electromagnetice puse pe cele trei faze (scurtcircuitul poate fi monofazat, cu întoarcerea curentului prin pămînt). In cazul cînd puterea de scurtcircuit este mai mare decît puterea de rupere a întrerupătorului, se folosesc fuzibile de mare putere de rupere şi curent nominal mare în serie cu întrerupătorul.

c. Gradaţia temporizării. Selectivitatea protecţiei unei reţele ramificate protejate cu relee de supracurent (fig.XI.8) se asigură prin gradaţia temporizării

$$t_\beta = t_\alpha + \Delta t,$$

$$t_\gamma = t_\beta + \Delta t,$$

$$t_\delta = t_\gamma + \Delta t \quad \text{etc.}$$

Δt este gradaţia de timp. Ea trebuie să fie cît mai mică, pentru ca temporizarea să nu devină prea mare la întrerupătoarele apropiate de centrală. In general $\Delta t = 0{,}5 \ldots 1$s. In unele

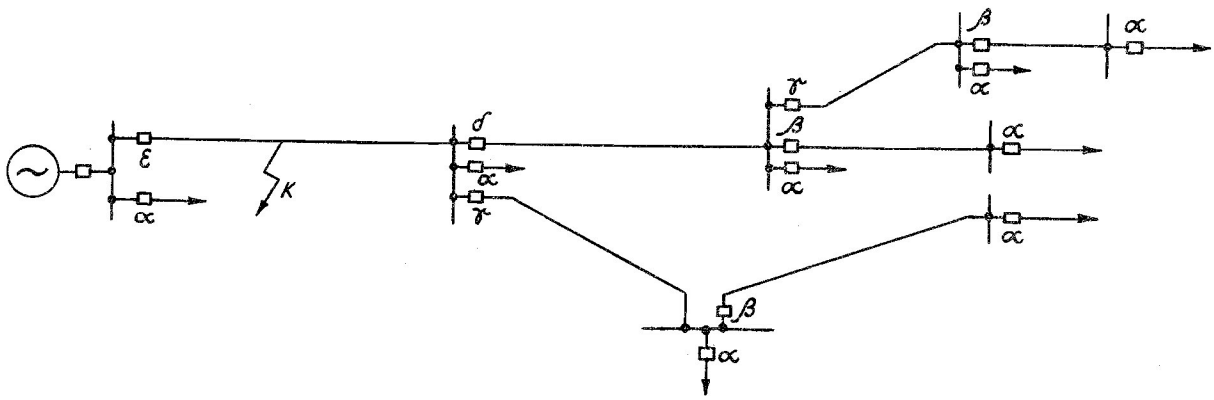


Fig. XI.8. Reţea arborescentă.

cazuri, temporizarea atinge valori apropiate de 5 s. Astfel, cerinţa rapidităţii protecţiei nu mai este satisfăcută; la un scurtcircuit în punctul K apropiat de centrală, curentul mare de scurtcircuit va fi întrerupt cu mare întîrziere, solicitînd puternic maşinile sincrone.

Gradaţia de timp Δt nu poate fi oricît de mică, deoarece de la comanda de declanşare dată de releu pînă la efectuarea declanşării apare o întîrziere datorită mecanismului declanşatorului, al întrerupătorului şi al duratei însăşi a întreruperii. De asemenea şi reglarea temporizării este afectată de eroare. De aceea, dacă Δt ar fi prea mic s-ar putea, ca prin întîrzierea întreruperii scurtcircuitului şi releul proxim să dea comandă de întrerupere. De aici rezultă limita inferioară pentru Δt de circa 0,5 s.

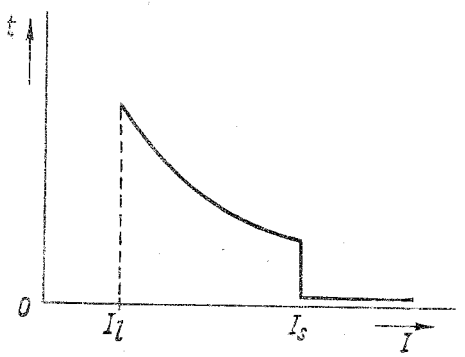


Fig. XI.9. Releu cu secţionare la $I \geq I_s$.

Temporizarea releelor poate fi mult redusă dacă se folosesc relee cu secţionare, adică cu întrerupere instantanee la curenţi de scurtcircuit mari (fig. XI.9) care apar în cazul cînd scurtcircuitul are loc nu prea

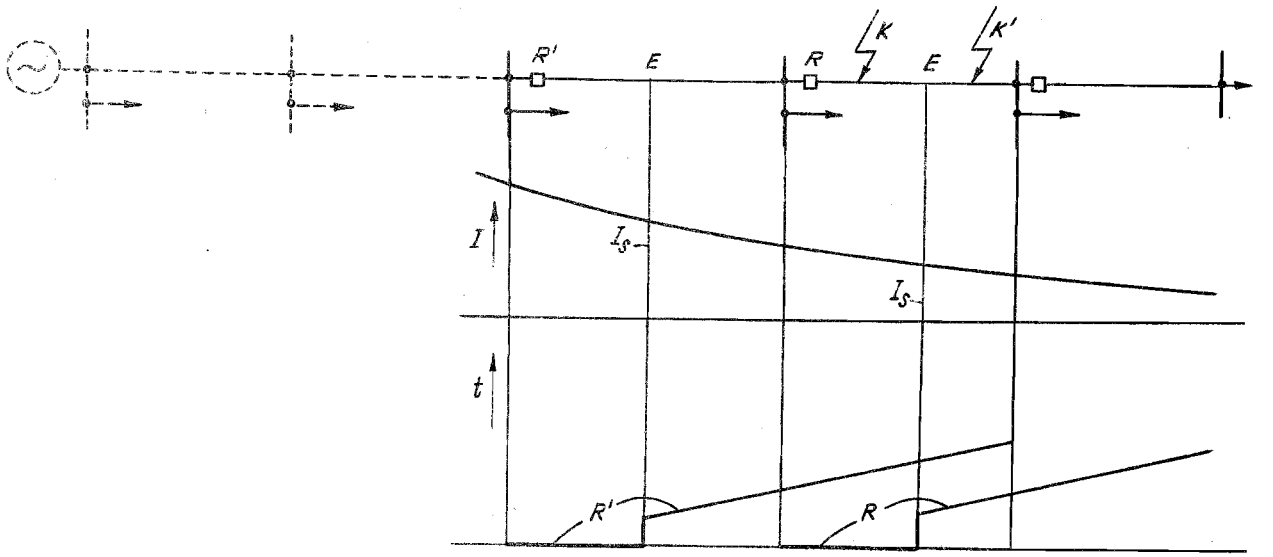


Fig.XI.10.Principiul secţionării.

departe de releu (fig. XI.10). In figura XI.10 s-a reprezentat atît variaţia curentului de scurtcircuit cît şi timpul de deconectare funcţie de locul scurtcircuitului pentru releele R şi R'. La un scurtcircuit în K funcţionează instantaneu releul R, sau la nefuncţionarea lui acţionează cu o mică întîr-

ziere releul R'. La un scurtcircuit în K' funcţionează cu temporizare R, sau la nevoie, după un scurt timp R'.

Se remarcă că protecţia este instantanee, dar numai la scurtcircuitele situate aproximativ în prima jumătate a tronsonului. Cele două porţiuni de tronson sînt separate prin punctul de secţionare sau "de echilibru" E, în care $I = I_s$. Pentru ca protecţia să fie rapidă pe o parte cît mai mare a tronsonului este de dorit ca punctul E să fie cît mai în dreapta. In realitate poziţia punctului E nu este fixă, deoarece I depinde nu numai de locul scurtcircuitului, dar şi de felul scurtcircuitului (metalic, cu arc, 3F, 2F, 2FN, FN), de numărul de maşini în centrală şi de sarcina premergătoare care determină starea de excitaţie. Chiar dacă în condiţiile unor curenţi mari punctul E poate fi în extremitatea din dreapta a tronsonului, în condiţiile unor curenţi mici punctul E se poate deplasa pînă în extremitatea din stînga sau să iasă înspre stînga din tronsonul considerat, astfel că zona de acţionare instantanee devine mică sau chiar dispare complet. Aşadar, stabilitatea punctului de echilibru este o condiţie pentru ca protecţia să fie instantanee pe o mare parte a tronsonului. Secţionarea de curent, deşi face protecţia mai rapidă decît temporizarea independentă de curent, totuşi asigură prost stabilitatea punctului de echilibru E şi deci nu este rapidă decît pentru o parte a scurtcircuitelor. Există, după cum se va arăta, alte moduri de protecţie , la care deconectarea instantanee se asigură pentru 80...90% din lungimea tronsonului sau chiar pentru întregul tronson.

d. Construcţia releelor. Caracteristica de declanşare se realizează fie prin construcţia releelor, fie prin montarea lor corespunzătoare în schema de protecţie. Sistemul de relee de protecţie comandă deschiderea întrerupătorului prin intermediul declanşatorului acestuia. In unele cazuri, declanşatorul are înfăşurare serie şi este conectat direct în circuitul protejat, avînd un mecanism propriu de temporizare. Asemenea declanşatoare, numite uneori şi relee primare cu acţiune directă, deşi simplifică schema de protecţie, prezintă totuşi o serie de dezavantaje, din care cauză se elimină treptat din reţelele de medie tensiune:

- ele sînt tot timpul sub tensiune, din care cauză verificarea şi reglarea temporizării lor este anevoioasă sau imposibilă,
- fiind montate direct pe întrerupător sînt supuse la vibraţii şi trepidaţii, ceea ce le dereglează, făcînd necesară o gradaţie de timp Δt mai mare,
- fiind parcurse direct de curentul de scurtcircuit (ca relee "primare" ele nu sînt în secundarul unui transformatôr de curent, unde din cauza saturaţiei la scurtcircuit, curentul de scurtcircuit este limitat) ele sînt mult solicitate de curentul de scurtcircuit, putînd fi cauza unor avarii chiar la întrerupător.

In figura XI.11 este reprezentată schema de comandă a unui întrerupător, realizată cu relee instantanee de supracurent (relee maximale), combinate cu un releu de timp pentru asigurarea temporizării. In schemele obişnuite de protecţie ,

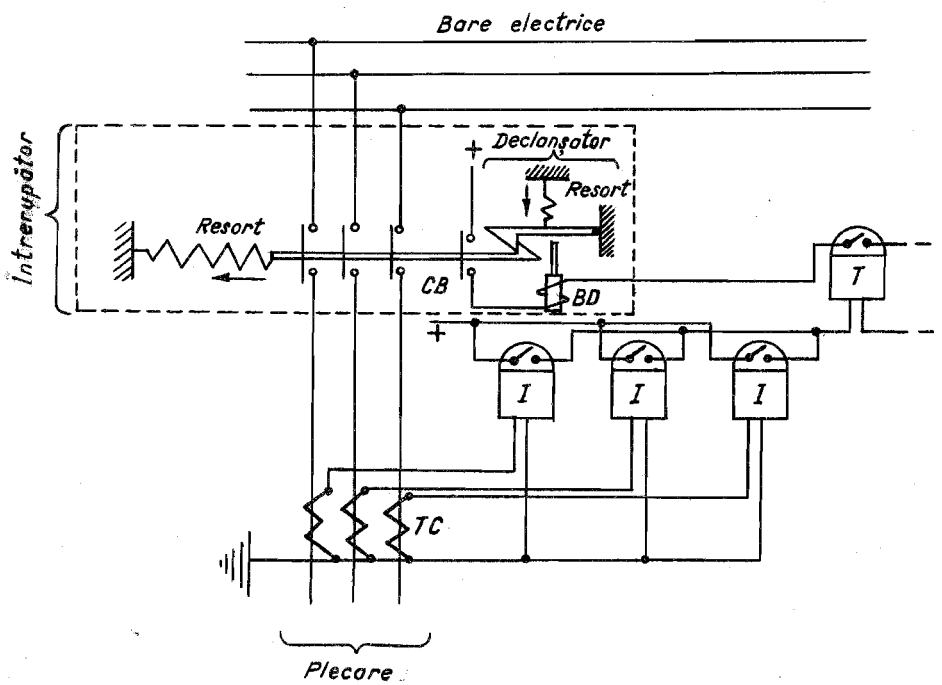


Fig. XI.11. Declanşarea prin protecţie a unui întrerupător.

comanda de declanşare se transmite printr-un releu intermediar. In cazul considerat (fig. XI.11) se dă comanda de declanşare prin releul de timp, prevăzut cu contacte suficient de robuste. Dacă temporizarea este asigurată chiar prin con-

strucţia releului de supracurent, releul de timp se înlocuieşte cu un releu intermediar. Acesta are contacte potrivite pentru a putea comanda circuitul declanşatorului, respectiv are suficiente perechi de contacte pentru a putea comanda, dacă este necesar, mai multe circuite.

Releele maximale I sînt parcurse de curentul din secundarul transformatoarelor de curent TC. Contactele releelor sînt în paralel, astfel încît pe oricare fază se produce scurtcircuitul, releul de timp T se pune sub tensiune, de la o sursă auxiliară notată cu + şi -. După trecerea timpului reglat pe releu, acesta îşi închide contactele punînd sub tensiune bobina declanşatorului BD, contactele bloc CB fiind închise. Astfel se produce dezăvorirea întrerupătorului şi deschiderea contactelor sale, sub acţiunea unui resort puternic. O dată cu efectuarea comenzii de deschidere, contactele bloc CB întrerup circuitul declanşatorului, astfel încît contactele releului de timp nu mai sînt solicitate la deschiderea lor la acţiunea arcului, care fiind de curent continuu se întrerupe mai lent.

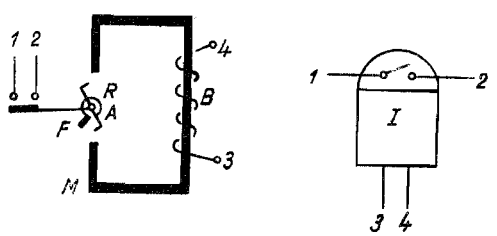


Fig. XI.12. Releu de supracurent cu acţiune instantanee.

In continuare vom prezenta principiul de funcţionare a cîtorva tipuri de relee.

Figura XI.12 reprezintă schema unui releu de supracurent, cu acţiune instantanee, cu armătură în Z. Cînd bobina B este parcursă de curent (consumul propriu al releului este foarte mic), armătura A este atrasă între polii miezului M împotriva acţiunii resortului R. La atragerea armăturii se închid contactele 1-2. Deplasînd punctul fix F al resortului, se modifică tensiunea iniţială în resort şi cu aceasta curentul minim de acţionare.

In figura XI.13 s-a reprezentat schematic un releu cu temporizare independentă de curent sau un releu de timp. Dacă valoarea curentului I prin bobina B depăşeşte valoarea limită I_ℓ, armătura A este atrasă, iar mecanismul de întîrziere MI,

acţionat prin resort închide circuitul 1-2. In acest fel temporizarea este independentă de I, dacă $I > I_\ell$.

In cazul reprezentat în figura XI.14, contactul mobil, reţinut de mecanismul de întîrziere MI, se deplasează cu atît mai rapid cu cît curentul este mai mare. De aceea timpul de întîrziere nu va mai fi constant fiind apropiat de zero la curenţi mari (caracteristică dependentă).

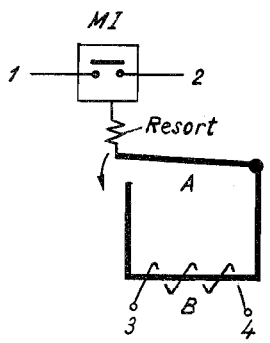


Fig. XI.13. Releu cu temporizare independentă de curent, - releu de timp.

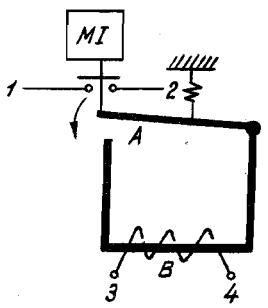


Fig. XI.14. Releu de supracurent cu caracteristică dependentă.

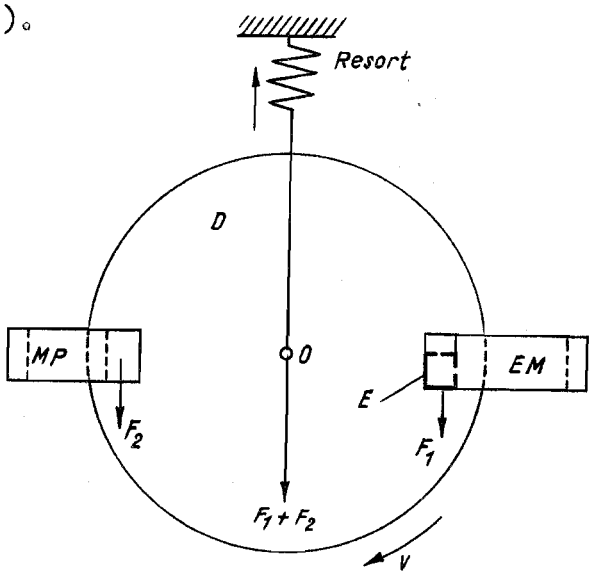


Fig. XI.15.
Mecanism cu inducţie.

Pentru realizarea unei caracteristici semidependente se poate folosi un mecanism cu inducţie al cărui principiu de funcţionare este prezentat în figura XI.15. Cuplul activ este dat de forţa F_1 a unui electromagnet EM cu pol ecranat E. Sub acţiunea acestui cuplu, un disc D se roteşte cu viteza staţionară v, la care cuplul rezistent, dat de forţa F_2 a magnetului permanent MP echilibrează cuplul activ. Discul se învîrteşte şi în regim normal, indicînd că releul este în stare de funcţionare, dar nu antrenează contactul mobil al releului. Numai dacă curentul trece peste o anumită limită, forţele F_1 şi F_2 vor fi destul de mari, astfel ca forţa rezultantă F_1+F_2 să poată deplasa axa discului împotriva forţei unui resort, stabilind astfel transmisia mişcării la contactul mobil. Acesta se va deplasa cu atît mai rapid cu cît viteza discului şi deci şi curentul vor fi mai mari, însă cu o viteză limitată din cauza saturării electromagnetului EM, dacă curentul are valori ce trec peste o anumită limită. Timpul de acţionare

descreşte deci limitat, la creşterea curentului. La $I \geqslant I_s$ un element electromagnetic acţionează direct asupra sistemului mobil, provocînd întreruperea instantanee (secţionare).

e. Coeficientul de revenire. Curentul limită I_ℓ (figura XI.2) la care un releu de supracurent intră în funcţie trebuie să fie mai mare decît cel de regim normal, astfel încît la întreruperea curentului de scurtcircuit sub comanda unui alt releu (vezi fig. XI.3) releul de supracurent (fig. XI.12)să-şi elibereze armătura. Eliberarea armăturii (revenirea) necesită însă ca curentul să scadă sub o valoare I_r (de revenire) mai mică decît curentul de acţionare I_ℓ.Din această cauză, curentul de acţionare I_ℓ trebuie să fie suficient de ridicat, pentru ca revenirea să fie sigură. La alegerea lui se consideră

- raportul $k_r = \frac{I_r}{I_\ell}$ ($\leqslant 1$) numit coeficient de revenire,
- faptul că după întrerupere curentul nu revine la normal, datorită scăderii de tensiune în timpul scurtcircuitului, a încetinirii mersului sau opririi unor motoare asincrone şi a curentului ridicat absorbit la alunecarea mărită,
- un coeficient de siguranţă.

Pentru ca curentul limită de acţionare să nu trebuiască să fie ales prea mare, se caută să se realizeze un coeficient de revenire cît mai apropiat de unitate. Valoarea $k_r = 0{,}8$ este considerată ca bună.

2. Relee direcţionale. a. Protecţia reţelelor alimentate la două capete. Reţelele alimentate la două capete şi reţelele inelare, care de fapt reprezintă un caz particular al lor, pot fi protejate cu relee de supracurent cu gradaţie fixă de timp (ca reţelele arborescente), completate însă cu elemente sau relee direcţionale.

In figura XI.16 se analizează problema aplicării protecţiei maximale direcţionale la o linie alimentată din A şi B.

La ambele capete ale tronsoanelor trebuie să existe întrerupătoare, deoarece locul de scurtcircuit se alimentează din două părţi.

Considerăm reţeaua (fig. XI.16,a) descompusă în două reţele alimentate dintr-o singură parte fiecare (fig.XI.16,b şi c) care prin suprapunere vor da reţeaua reală. Gradaţia de

timp Δt o considerăm pentru simplificare de 1 s. In reţelele componente, fictive, rezultă temporizarea indicată în figură prin cifrele notate în dreptul releelor. Trebuie remarcat că în figura XI.16,b sensul curentului, mai precis a puterii de scurtcircuit, este înspre dreapta, iar în figura XI.16,c înspre stînga. In mod corespunzător, pe figura rezultantă s-au notat în dreptul releelor nu numai temporizările, ci şi sensurile puterilor care rezultă prin suprapunerea schemelor componente. In acest fel rezultă temporizarea releelor şi sensul pe care trebuie să-l aibă puterea de scurtcircuit, pentru ca releul să acţioneze. Acest sens se alege în toate cazurile dinspre bare spre linie. Dacă sensul puterii este contrar cu cel indicat prin săgeată în dreptul releului, protecţia trebuie să fie blocată.

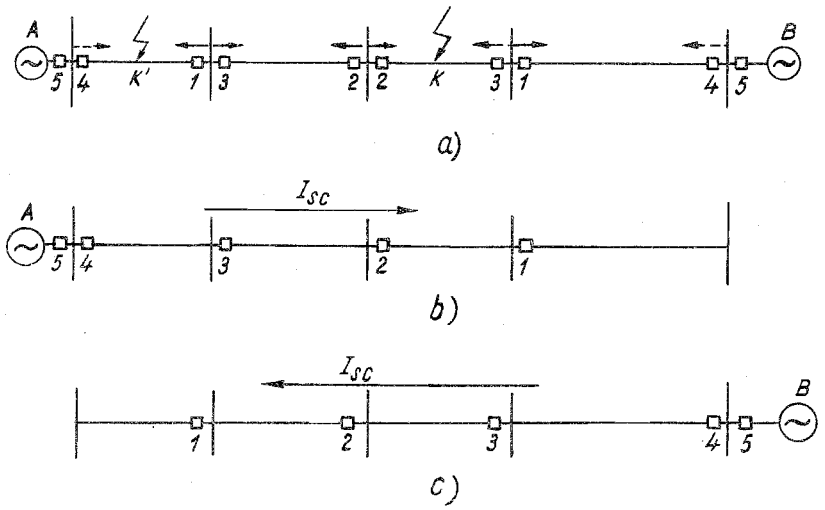


Fig. XI.16. Protecţia unei reţele alimentate la două capete.

Rezultă deci necesitatea unor relee sau elemente direcţionale sau de putere (wattmetrice), deoarece ele permit sau blochează funcţionarea protecţiei, în funcţie de sensul puterii de scurtcircuit. Pentru alimentarea releului direcţional sau wattmetric sînt necesare în staţie şi transformatoare de tensiune, care scumpesc instalaţia. De aceea, alimentarea unei reţele din două capete, deşi avantajoasă prin mărirea siguranţei de alimentare a consumatorilor, prezintă dezavantajul protecţiei mai complicate şi mai costisitoare.

La un scurtcircuit în punctul K (fig. XI.16,a) vor acţiona releele de la capătul tronsonului, deoarece celelalte relee din reţea sînt fie temporizate la întîrzieri mai mari

la deconectare, fie blocate de elementele direcţionale. Se observă că nu toate releele trebuie prevăzute cu elemente direcţionale. In figura XI.16,a aceste cazuri au fost notate prin săgeată punctată. Astfel, la un scurtcircuit în K', releul din staţia de la capătul din dreapta a tronsonului, temporizat la 1 s face de prisos elementul direcţional al releului temporizat la 3 s. In staţia de la mijlocul reţelei unde temporizările sînt de 2 s, prin mărirea temporizării la unul din relee la 3 s (respectînd bineînţeles gradaţia de timp la releele următoare) se poate elimina elementul direcţional la acest releu.

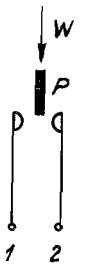


Fig.XI.17. Blocarea contactelor releului de supracurent.

b. Conectarea releelor direcţionale.

Protecţia direcţională se poate realiza completînd un releu de supracurent cu un element direcţional, sau folosind un releu direcţional separat.

In figura XI.17 s-a indicat felul în care un element direcţional poate bloca (atunci cînd puterea de scurtcircuit are sensul de la linie înspre bare) acţiunea releului de supracurent. Intre contactele acestuia se introduce în cazul considerat o placă izolantă P, deplasată de sistemul mobil al elementului direcţional W (wattmetric). Acţiunea acestuia trebuie să fie mai rapidă decît a elementului de supracurent.

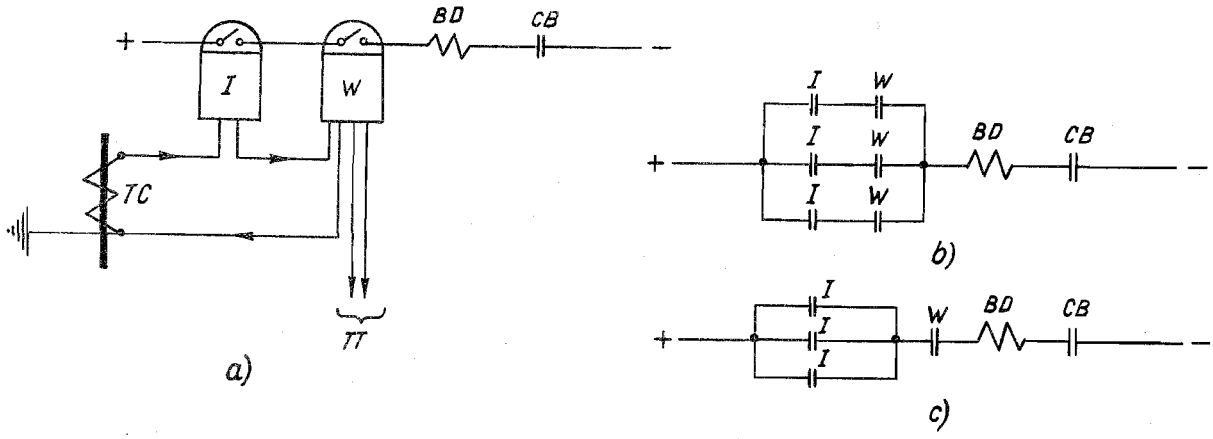


Fig. XI.18. Conectarea reţelelor direcţionale.

De cele mai multe ori, blocarea se realizează prin punerea în serie a contactelor releului direcţional cu contactele releului de supracurent. In figura XI.18,a s-a reprezentat pentru o singură fază atît comanda releelor cît şi circuitul operativ. Releul wattmetric W are o bobină de curent, alimentată în serie cu bobina releului de supracurent I din secundarul transformatorului de curent TC, şi o bobină de tensiune alimentată de la un transformator de tensiune TT. Contactele releelor, în serie cu contactul bloc CB al întrerupătorului, pun sub tensiune, în caz de scurtcircuit cu sensul spre linie, bobina BD a declanşatorului.

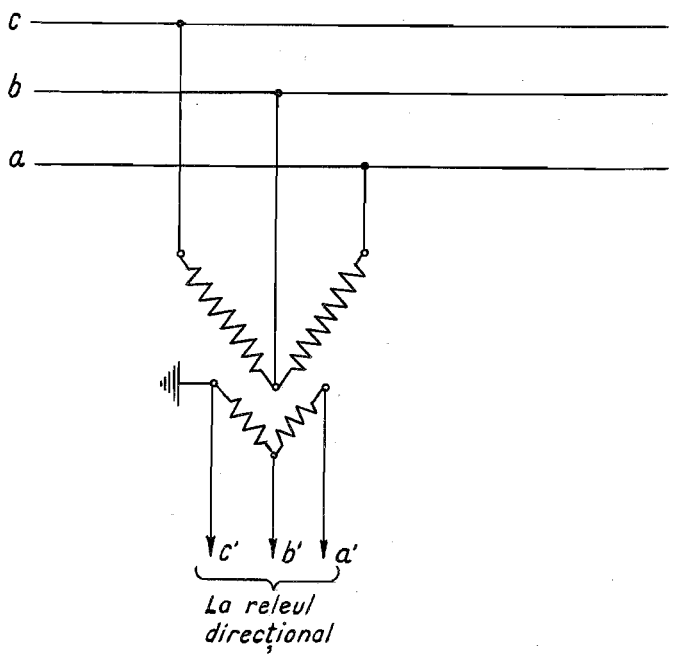


Fig. XI.19. Montajul în V al transformatoarelor de tensiune.

In figura XI.18,b s-a reprezentat circuitul operativ în cazul unei protecţii cu trei relee de supracurent şi trei relee direcţionale monofazate. In figura XI.18,c s-a considerat un singur releu direcţional trifazat. La reţelele de medie tensiune, nulul nefiind legat direct la pămînt, sînt suficiente două relee de supracurent, iar releul wattmetric poate avea numai două elemente de măsură, ca la măsurarea puterii în circuite trifazate fără conductor neutru. Pentru obţinerea tensiunilor între faze sînt suficiente două transformatoare de tensiune (montajul în V, fig. XI.19).

c. Comportarea la scurtcircuite nesimetrice. Cuplul activ al unui releu direcţional are expresia

$$C = k\, I\, U \cos(\alpha - \alpha_r), \qquad (XI.1)$$

în care α reprezintă defazajul înainte a curentului I prin releu faţă de tensiunea aplicată U, iar α_r un unghi caracte-

ristic releului, care reprezintă defazajul pentru care cuplul devine maxim.

La scurtcircuite nesimetrice dispare simetria tensiuni - lor şi a curenţilor, modificîndu-se şi defazajele, din care cauză elementele wattmetrice ar putea funcţiona greşit. Folosind însă un releu direcţional trifazat, erorile se pot elimina, după cum va rezulta din următoarele dez - voltări.

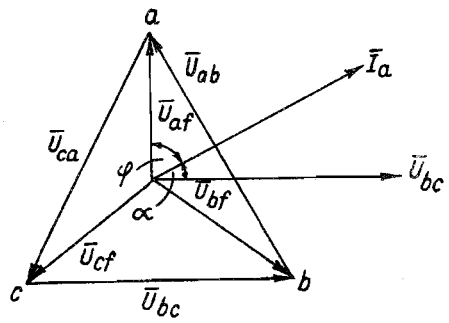


Fig. XI.2o. Montajul de 9o°.

Pentru ca nesimetria tensiunilor faţă de pămînt (tensiunea omopolară) să nu aibă influenţă, releul trifa - zat se conectează la tensiunile între faze. Astfel (fig. XI.2o), elementul de măsură de pe faza a se alimentează de la tensiunea între faze $\bar{U}_{bc} = \bar{U}_{bf} - \bar{U}_{cf}$. Aceasta face cu $\bar{U}_{af}$ un unghi de 9o°, din care cauză montajul se numeşte "de 9o°". In cazul că s-ar fi folosit tensiunea $\bar{U}_{ab}$, ar fi rezultat un montaj "de 3o°".

La montajul de 9o°, considerat în figura XI.2o, la un defazaj φ al curentului de scurtcircuit $\bar{I}_a$, în urmă faţă de tensiunea $\bar{U}_{af}$, acesta va fi defazat înainte faţă de tensiunea $\bar{U}_{bc}$ aplicată releului cu

$$\alpha = 9o^{\circ} - \varphi . \qquad (XI.2)$$

Astfel la $\varphi = 45^{\circ}...7o^{\circ}$, cît apare la scurtcircuite, rezultă $\alpha = 2o^{\circ}...45^{\circ}$, deci releul va avea un cuplu suficient de mare, dacă $\alpha_r = 3o^{\circ}$ sau 45°.

Expresia (XI.1) a cuplului poate fi pusă şi sub forma

$$C = Re\,(k\bar{I}\,\hat{U}\,\underline{/-\alpha_r}), \qquad (XI.3)$$

unde

$$\bar{I} = I\,e^{j\alpha_I},$$

$$\bar{U} = U\,e^{j\alpha U},$$

şi deci

$$\bar{I}\,\hat{U} = I\,U\,e^{j(\alpha_I - \alpha_U)} = I\,U\,e^{j\alpha},$$

$$k\,\bar{I}\,\hat{U}\,\underline{|-\alpha_r} = k\,I\,U\,e^{j(\alpha-\alpha_r)} = k\,I\,U\left[\cos(\alpha-\alpha_r)+j\,\sin(\alpha-\alpha_r)\right].$$

Cuplul total dat de cele trei sisteme wattmetrice va fi

$$C = \sum \mathrm{Re}\,k\,\bar{I}\,\hat{U}\,\underline{|-\alpha_r} = k\,\mathrm{Re}\,\underline{|-\alpha_r}(\bar{I}_a\,\hat{U}_{bc} + \bar{I}_b\,\hat{U}_{ca} + \bar{I}_c\,\hat{U}_{ab}).$$

Inlocuim în expresia cuplului

$$\hat{U}_{bc} = \hat{U}_{bf} - \hat{U}_{cf} = (a\,\hat{U}_{f1} + a^2\hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) - (a^2\hat{U}_{f1} + a\hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) =$$

$$= (a-a^2)(\hat{U}_{f1} - \hat{U}_{f2}) = \sqrt{3}\,j\,(\hat{U}_{f1} - \hat{U}_{f2}),$$

$$\hat{U}_{ca} = \hat{U}_{cf} - \hat{U}_{af} = (a^2\hat{U}_{f1} + a\hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) - (\hat{U}_{f1} + \hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) =$$

$$= (a-a^2)(a\hat{U}_{f1} - a^2\hat{U}_{f2}) = \sqrt{3}\,j\,(a\hat{U}_{f1} - a^2\hat{U}_{f2}),$$

$$\hat{U}_{ab} = \hat{U}_{af} - \hat{U}_{bf} = (\hat{U}_{f1} + \hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) - (a\hat{U}_{f1} + a^2\hat{U}_{f2} + \hat{U}_{fo}) =$$

$$= (a-a^2)(a^2\hat{U}_{f1} - a\hat{U}_{f2}) = \sqrt{3}\,j\,(a^2\hat{U}_{f1} - a\hat{U}_{f2}).$$

S-a ţinut seama, că $\hat{a} = a^2$, iar $\hat{a}^2 = a$.

Se obţine

$$C = k\mathrm{Re}\left\{\underline{|-\alpha_r}\sqrt{3}\,j\left[\hat{U}_{f1}(\bar{I}_a + a\,\bar{I}_b + a^2\bar{I}_c) - \hat{U}_{f2}(\bar{I}_a + a^2\bar{I}_b + a\,\bar{I}_c)\right]\right\} =$$

$$= k\,\mathrm{Re}\left\{\sqrt{3}\,j\,\underline{|-\alpha_r}\,(3\,\bar{I}_1\,\hat{U}_{f1} - 3\,\bar{I}_2\,\hat{U}_{f2})\right\} = \qquad (XI.4)$$

$$= k'\left[I_1\,U_{f1}\cos(90^\circ - \alpha_r - \varphi_1) + I_2U_{f2}\cos(90^\circ - \alpha_r - \varphi_2)\right] =$$

$$= k'\left[I_1\,U_{f1}\cos\left\{\varphi_1 - (90^\circ - \alpha_r)\right\} + I_2U_{f2}\cos\left\{\varphi_2 - (90^\circ - \alpha_r)\right\}\right].$$

In expresia de mai sus a cuplului rezultant apar puterile aparente conjugate complex $3\,\bar{I}_1\,\hat{U}_{f1}$ şi $3\,\bar{I}_2\,\hat{U}_{f2}$ de secvenţa directă şi inversă. Dacă prima este îndreptată întotdeauna înspre locul de scurtcircuit, a doua, dimpotrivă, pleacă dinspre locul de scurtcircuit, deoarece generatoarele dau ten-

siuni simetrice, deci nu generează putere de secvenţă inversă. De aceea $-\bar{I}_2\hat{U}_{f2}$ este practic de acelaşi sens cu $\bar{I}_1\hat{U}_{f1}$, din care cauză ambele cupluri rezultă pozitive. Prin urmare nesimetria scurtcircuitului nu influenţează negativ asupra funcţionării releului trifazat conectat după montajul de 90^{o}.

d. Cerinţe faţă de releele direcţionale. Releul direcţional trebuie să acţioneze rapid: la apariţia scurtcircuitului mai rapid decît releul de supracurent, dar la dispariţia scurtcircuitului (la revenire) mai lent. Altfel pot surveni deconectări neselective ca, de exemplu, în cazul reprezentat în figura XI.21,

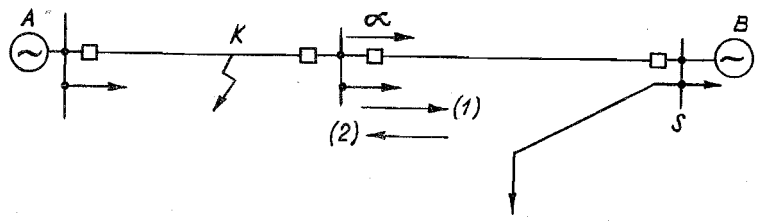


Fig. XI.21. Cazul unei deconectări neselective.

cînd sensul puterii (1) prin ∝ în regim normal diferă din cauza sarcinii mari S de sensul (2) la un scurtcircuit în K. La apariţia scurtcircuitului în K, dacă releul direcţional nu este suficient de rapid, el nu blochează circuitul operativ al întrerupătorului ∝, care va fi închis de releul de supracurent, iar dacă releul direcţional este prea rapid la dispariţia scurtcircuitului, el deblochează circuitul operativ înainte ca el să fi fost întrerupt de releul de supracurent. In ambele cazuri, întrerupătorul ∝ se va deconecta în mod nedorit.

La avarii apropiate, tensiunea scade mult, însă nu sub 1% din valoarea normală, din cauza rezistenţei arcului la locul de scurtcircuit. Această tensiune trebuie să fie suficientă pentru acţionarea releului. Releele direcţionale trebuie să fie deci foarte sensibile.

Viteza de acţionare depinde de valoarea tensiunii. Deoarece viteza trebuie să fie mare la apariţia scurtcircuitului şi mai mică la dispariţia lui, este bine ca bobina de tensiune să fie alimentată

- la apariţia scurtcircuitului: cu tensiunea normală dinainte de scurtcircuit

- la dispariţia scurtcircuitului: cu tensiunea mică din timpul scurtcircuitului.

Acest efect de inerţie sau de "memorizare" se realizează completînd (fig. XI.22) bobina releului L cu o capacitate C în rezonanţă cu ea la 50 Hz şi slăbind mult legătura sistemului rezonant cu tensiunea exterioară U_b cu ajutorul unei rezistenţe mari R. In regim staţionar prin R trece numai un curent foarte mic, din cauza rezonanţei. De aceea $U \cong U_b$. La scăderea bruscă (sau la anularea) tensiunii U_b, tensiunea U se menţine pînă nu se disipează energia înmagazinată în circuitul oscilant. Rezistenţa R fiind mare, iar pierderile din circuitul oscilant fiind mici, energia înmagazinată se poate menţine cîteva perioade, rezultînd scăderea lentă a tensiunii U şi a stării de magnetizare, prin oscilaţii periodice amortizate, avînd frecvenţa proprie a circuitului oscilant, deci 50 Hz.

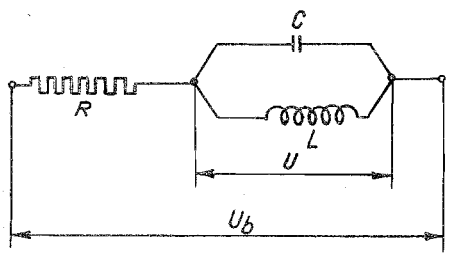


Fig. XI.22. Circuit de întîrziere pentru bobina de tensiune.

e. <u>Construcţia releelor</u>. Releele direcţionale pot fi realizate pe unul din principiile cu care se poate realiza un wattmetru. Sînt răspîndite releele cu inducţie, avînd un miez (M, fig. XI.23) şi un tambur din alamă sau aluminiu, care este rotit într-un sens sau altul, după sensul de rotaţie a cîmpului magnetic rotitor produs de fluxurile date de bobina de curent şi bobina de tensiune. Cuplul este maxim cînd fluxurile sînt defazate cu 90^0 ($\bar{I}_1 \perp \bar{I}_2$) şi zero cînd fluxurile sînt în fază ($\bar{I}_1 \parallel \bar{I}_2$). Prima situaţie trebuie să corespundă unghiului $\alpha = \alpha_r$ (relaţia XI.1), iar a doua situaţie, defazajului $\alpha = \alpha_r \pm 90^0$. La un mecanism electrodinamic (wattmetru) cuplul este zero cînd $\bar{I}_1 \perp \bar{I}_2$. Ori de cîte ori această condiţie nu este satisfăcută, releul intră în funcţie.

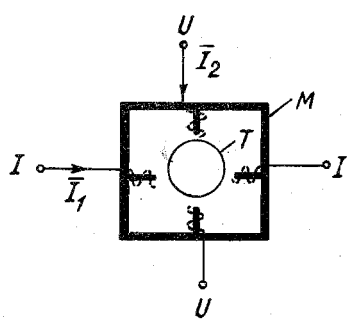


Fig. XI.23. Releu direcţional cu inducţie.

Perpendicularitatea curenţilor ($\bar{I}_1 \perp \bar{I}_2$) considerată mai sus pentru simplificarea prezentării ca o condiţie de echilibru pentru releu poate fi înlocuită prin compararea modulelor mărimilor

$$\bar{I}' = \bar{I}_1 + k\,\bar{I}_2, \qquad \bar{I}'' = \bar{I}_1 - k\,\bar{I}_2. \qquad \text{(fig.XI.24)}$$

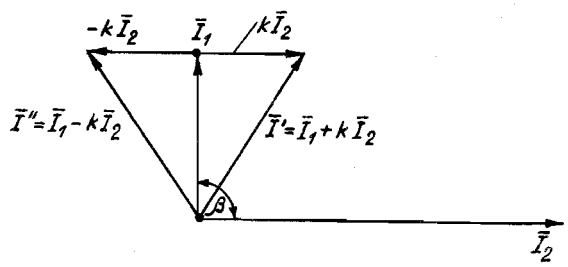


Fig. XI.24. Formarea curenţilor $\bar{I}'$ şi $\bar{I}''$.

Numai dacă $\beta = 90^0$ rezultă $I' = I''$. Dacă $\beta < 90^0$, $I' > I''$, iar dacă $\beta > 90^0$, $I' < I''$.

In cazul releului din figura XI.25 asupra sistemului mobil acţionează două cupluri, proporţionale cu pătratul curenţilor I', I''. Echilibrul corespunde condiţiei $I' = I''$, adică $\bar{I}_1 \perp \bar{I}_2$.

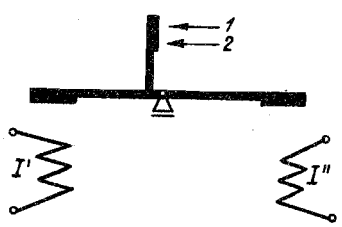


Fig. XI.25. Compararea mărimilor I' şi I''.

Curenţii I', I'' pot fi comparaţi şi direct formînd diferenţa $I' - I'' = |\bar{I}_1 + k\,\bar{I}_2| - |\bar{I}_1 - k\,\bar{I}_2|$. Pentru aceasta se redresează $\bar{I}'$ şi $\bar{I}''$, obţinîndu-se modulele I', I'' sub formă de curent continuu, iar curenţii se scad direct, sau se formează diferenţa amperspirelor. Această diferenţă acţionează un releu polarizat, într-un sens sau altul, după semnul diferenţei, deci după cum $\beta \lessgtr 90^0$. Dacă se formează curenţii

$$\bar{I}' = \bar{I}_1 + k'\,\bar{I}_2, \qquad (k' \neq k'')$$

$$\bar{I}'' = \bar{I}_1 - k''\,\bar{I}_2,$$

echilibrul se poate obţine la un unghi $\beta \neq 90^0$.

Din prezentarea de mai sus a rezultat că o condiţie de fază între $\bar{I}_1$ şi $\bar{I}_2$ s-a putut înlocui cu o condiţie de modul pentru I' şi I''. Observaţia este valabilă şi invers, astfel încît releele cu armătură oscilantă (fig. XI.25) folosite, după

cum se va arăta, ca relee de impedanţă, pot fi înlocuite, în cadrul unei scheme corespunzătoare, cu relee de inducţie (fig. XI.23).

3. Protecţia de distanţă. La reţele complexe o temporizare fixă a releelor nu mai poate asigura funcţionarea selectivă. De aceea se realizează o temporizare funcţie de distanţa d între releu şi locul scurtcircuitului

$$t = f(d).$$

Această funcţie poate fi continuă (releu cu acţiune lentă, (fig. XI.26,a) sau discontinuă, avînd o treaptă de funcţionare rapidă, instantanee (1) şi o porţiune cu variaţia continuă

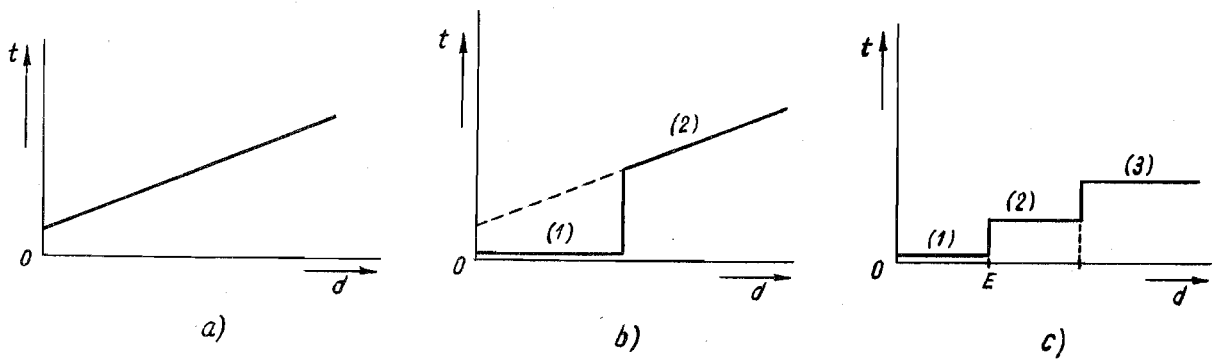


Fig.XI.26. Caracteristicile unor relee de distanţă.

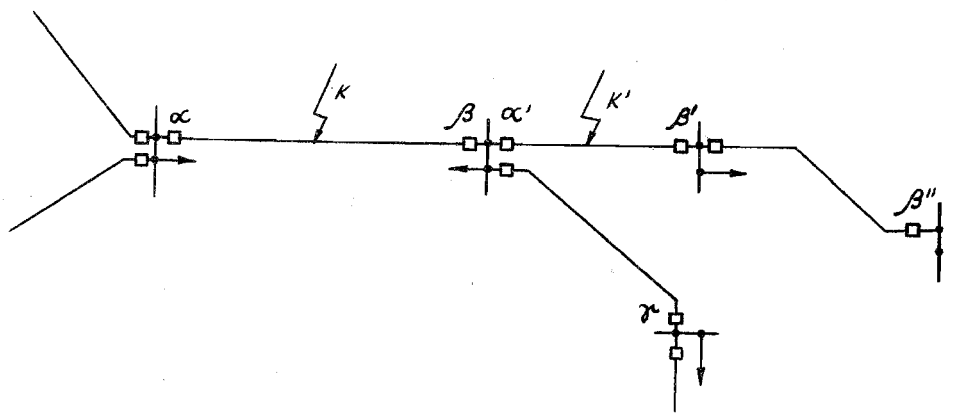


Fig. XI.27. Reţea complexă cu relee de distanţă.

(fig. XI.26,b) sau în trepte (fig. XI.26,c). Ultima este cea mai răspîndită, pentru că se realizează uşor printr-o combinaţie de relee, cele de timp fiind reglate la o întîrziere constantă.

In cazul reţelei complexe din figura XI.27, la un scurtcircuit în K, dintre toate releele de distanţă (prevăzute cu elemente direcţionale care le blochează dacă puterea este îndreptată înspre bare) nu vor acţiona decît α şi β, celelalte (β', β'', γ) fiind mai îndepărtate şi avînd deci întîrziere mai mare; la un scurtcircuit în K' vor acţiona α' şi β' iar α, β'', γ vor porni dar nu vor putea da comandă de deconectare din cauza întîrzierii mai mari.

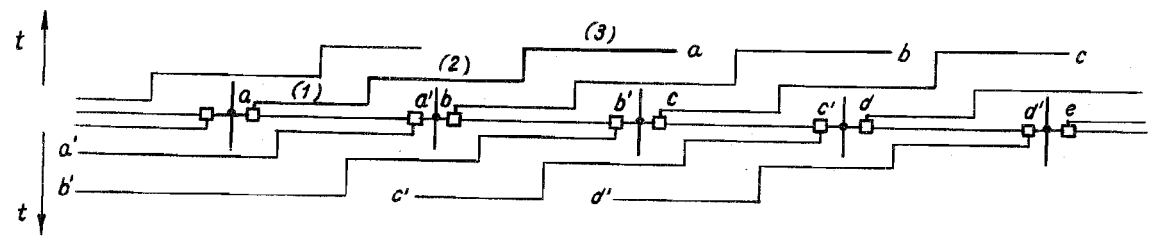


Fig. XI.28. Diagrama temporizării.

In figura XI.28 s-a indicat diagrama temporizării la o linie avînd mai multe tronsoane, releele avînd caracteristici în trepte (fig. XI.26,c). Timpul s-a reprezentat la releele a...e (din dreapta barelor) deasupra axei de referinţă, iar la releele a'...d' (din stînga barelor, deci sensibile la puteri îndreptate spre stînga) dedesubtul axei de referinţă. Se observă (de exemplu la diagrama releului a, trasată mai gros), că zona (1) (adică treapta de acţiune instantanee) acoperă aproximativ 80% din lungimea tronsonului, zona sau treapta (2) acoperă restul din primul tronson şi încă circa 50% din tronsonul vecin, iar zona (3) corespunde celei de-a doua jumătăţi din tronsonul vecin, plus o mică acoperire (circa 20%) din al treilea tronson.

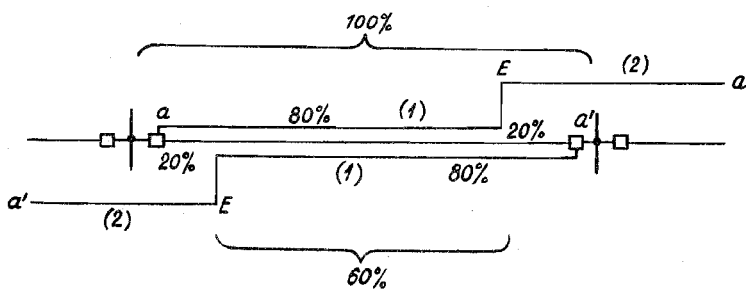


Fig. XI.29. Aprecierea vitezei de acţionare a protecţiei la un tronson de linie.

In felul acesta, (fig. XI.29), partea centrală a unui tronson (6o%) este protejată de ambele părţi în zona (1),deci deconectarea este simultană şi instantanee. Aproximativ 2o% din tronson, la ambele capete, este protejat prin deconectare în zona (1), deci instantanee, la capătul apropiat, şi deconectare în zona (2),la capătul îndepărtat. Deconectarea se face deci în cascadă, iar protecţia satisface cerinţa rapidităţii numai în partea centrală, între punctele de echilibru E-E. Mutarea lor spre extremităţi, prin îmbunătăţirea stabilităţii lor, măreşte porţiunea de tronson cu protecţie rapidă.La nefuncţionarea releelor în zona (1) sau (2), deconectarea se va face de releele tronsoanelor vecine în zonele (2) respectiv (3).

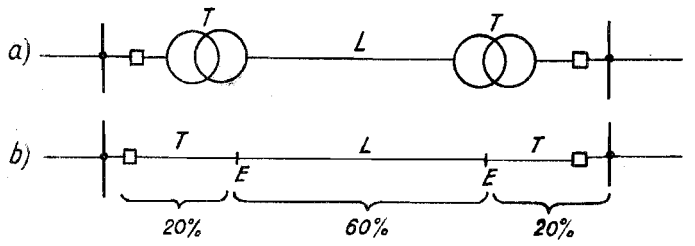


Fig. XI.3o. Protecţia unei linii în schemă bloc cu transformatoarele.

La o schemă bloc transformator-linie (fig. XI.3o,a),reactanţele transformatoarelor pot fi echivalate cu reactanţele unor porţiuni suplimentare de linie (fig. XI.3o,b). In acest caz, punctele de echilibru pot fi situate în afara porţiunii de linie propriu-zise, rezultînd pentru întreaga linie o protecţie simultană, rapidă.

Măsurarea distanţei se poate realiza determinînd impedanţa, reactanţa, rezistenţa (sau o altă mărime proporţională cu distanţa) dintre releu şi locul de scurtcircuit. Corespunzător, releele şi protecţia realizată se numesc "de impedanţă", "de reactanţă" etc.

a. <u>Relee de impedanţă</u>. In punctul de scurtcircuit, la un scurtcircuit metalic, tensiunea este zero. Variaţia tensiunii şi a curentului, în funcţie de distanţa de la locul de scurtcircuit a punctului de măsură (releul) este reprezentată în figura XI.31. De fapt chiar U_f variază proporţional cu distanţa, dar I nu este constant în toate cazurile. De aceea se măsoară impedanţa

$$Z = \frac{U_f}{I} .$$

Elementul de măsură este un releu cu armătură oscilantă (balanţă), reprezentat schematic în figura XI.32. El îşi închide contactele dacă $Z < Z_r$, Z_r fiind impedanţa reglată.

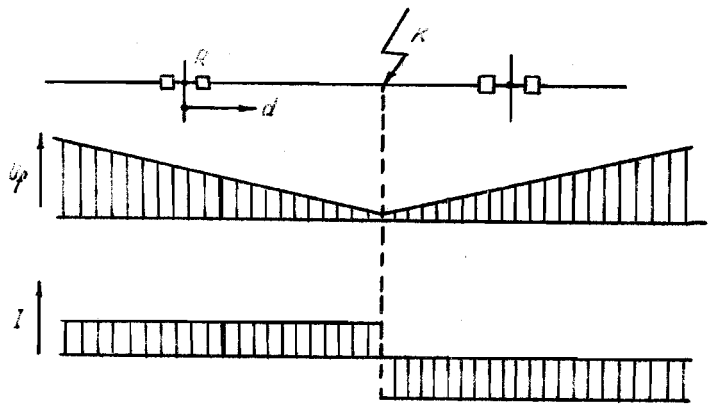


Fig. XI.31. Variaţia tensiunii şi a curentului în funcţie de distanţă.

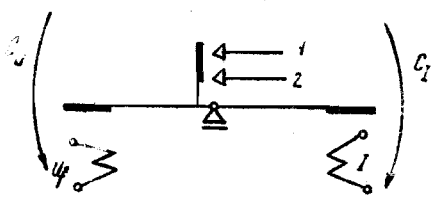


Fig. XI.32. Schema unui releu de impedanţă.

Intr-adevăr, cuplurile care acţionează fiind

$$C_I = k_I I^2,$$
$$C_U = k_U U_f^2,$$

închiderea contactelor se face cînd $C_U < C_I$, adică

$$k_U U_f^2 < k_I I^2,$$

sau

$$\frac{U_f}{I} = Z < \sqrt{\frac{k_I}{k_U}} = Z_r.$$

Valorile reglate diferă pentru cele trei zone. Ele sînt Z_1, Z_2, Z_3 (fig. XI.33). Caracteristica în trepte rezultă, dacă

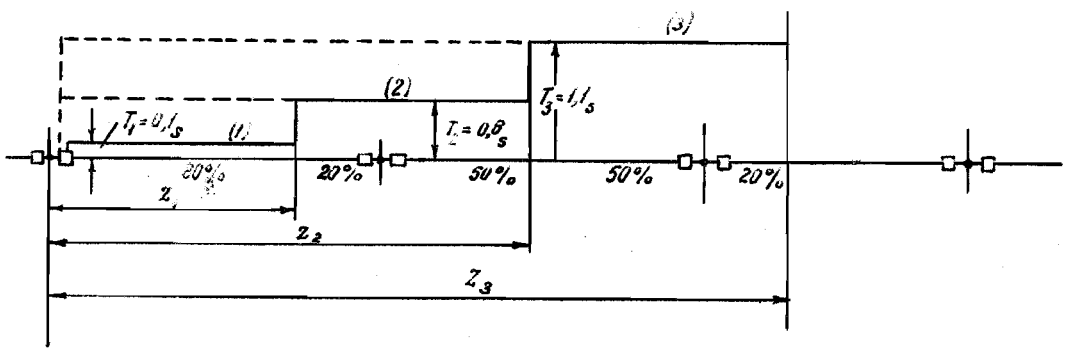


Fig. XI.33. Zonele de impedanţe.

protecţia se realizează cu trei elemente de impedanţă, funcţionînd:

- primul, la $Z < Z_1$, instantaneu, adică $T_1 = 0{,}1$ s,
- al doilea, la $Z < Z_2$, cu $T_2 = 0{,}6$ s (acest element deşi porneşte la $Z < Z_1$, dar este fără efect direct, deoarece $T_1 < T_2$),
- al treilea, la $Z < Z_3$, cu $T_3 = 1{,}1$ s ($\Delta t = 0{,}5$ s; acest element nu ajunge să acţioneze dacă $Z < Z_2$, deoarece $T_3 > T_2 > T_1$).

Figura XI.34 arată circuitul operativ de comandă a declanşatorului (BD - bobină de declanşare, CB - contacte bloc, W - contactul releului direcţional), pentru a realiza o caracteristică cu trei zone de protecţie cu temporizare în trepte fixe. Protecţia este sensibilă pînă la distanţa la care $Z < Z_3$ (dincolo de care releul nu "vede"). Dacă $Z < Z_3$, releul de timp T se pune sub tensiune. După timpul T_2 el îşi închide contactele T_2, însă deconectarea nu se produce decît dacă $Z < Z_2$, în caz contrar, contactele Z_2 fiind deschise; atunci deconectarea se produce după timpul T_3, la închiderea contactelor corespunzătoare ale releului. Dacă $Z < Z_1$, elementul de impedanţă Z_1 comandă deconectarea instantanee.

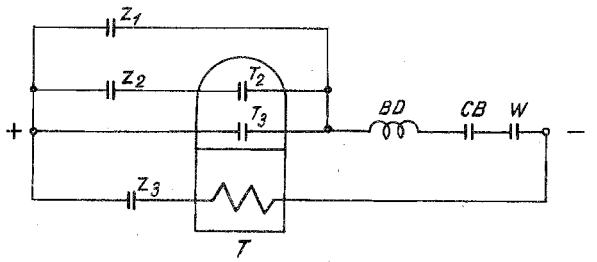


Fig. XI.34. Realizarea unei caracteristici cu trei trepte.

In unele cazuri, elementul de impedanţă Z_3 se înlocuieşte cu un releu de supracurent, numit element de pornire.

α. Influenţa arcului de conturnare. Arcul electric de conturnarea izolatoarelor la scurtcircuit măreşte impedanţa căii de scurtcircuit cu rezistenţa arcului R_a. Notînd cu $\bar{Z}_\ell$ impedanţa liniei, rezultă

$$\bar{Z} = \bar{Z}_\ell + R_a \,. \qquad (XI.5)$$

In figura XI.35, impedanţele măsurate din a şi exprimate de relaţia (XI.5) sînt reprezentate grafic în planul R-X. S-au reprezentat în primul rînd impedanţele liniei, notînd staţiile

a,b,c,d, de la capetele tronsoanelor. La aceste impedanţe se adună, sub formă de segmente orizontale, rezistenţa arcului . Aceasta însă nu are o valoare bine determinată, deoarece de -

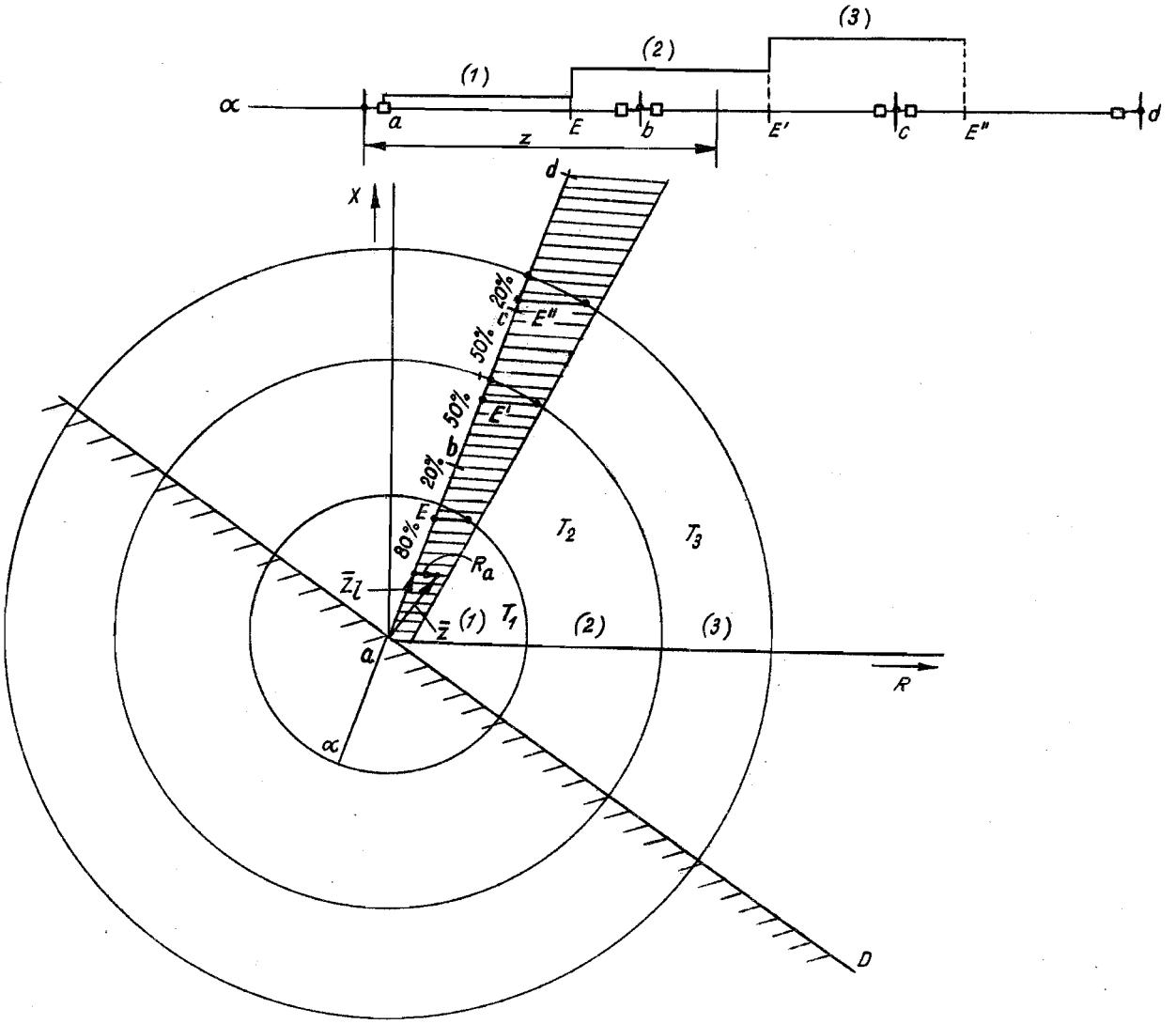


Fig. XI.35. Diagrama R-X a unei protecţii de impedanţă.

depinde de multi factori, ca, de exemplu, mărimea curentului, lungimea arcului, viteza vîntului etc. De aceea, ţinînd seama de valoarea maximă a lui R_a (ea creşte dacă I_{sc} este mai mic), rezultă domeniul haşurat pentru locul punctelor care pot reprezenta pe $\bar{Z}$, corespunzător relaţiei (XI.5).

In figură s-au reprezentat şi cercurile cu $Z = Z_1$, $Z = Z_2$, $Z = Z_3$, rezultînd zonele de funcţionare a protecţiei cu temporizările T_1, T_2, T_3. Dreapta D împarte planul R-X în zona liberă şi cea blocată, determinate de releul direcţional. Astfel, scurtcircuitele înspre α, chiar dacă sînt apropiate, nu provoacă declanşarea întrerupătorului.

Fasc.23 Cda 10065/1984

Punctul de pe linie, la care se face trecerea de la zona (1) la zona (2), adică punctul de echilibru E (respectiv E' şi E'' pentru celelalte zone) este determinat de condiţia $Z = Z_1$, adică

$$|\bar{Z}_\ell + R_a| = Z_1 \,. \qquad (XI.6)$$

El apare deci la impedanţe $\bar{Z}_\ell$ cu atît mai mici, deci cu atît mai aproape de staţia a, cu cît R_a este mai mare. Grafic poziţia punctului E se determină cu ajutorul cercului reprezentînd $Z = Z_1$ (fig. XI.35) şi a valorii date pentru R_a. Rezultă deci, că din cauza arcului, protecţia de impedanţă nu asigură un punct de echilibru stabil, rezultînd astfel o micşorare a porţiunii de tronson cu protecţie instantanee rapidă. Protecţia de reactanţă înlătură acest inconvenient.

β. C o m p o r t a r e a l a p e n d u l ă r i. La studiul diagramelor de impedanţe, la problema stabilităţii statice s-a văzut că polul P, care în planul R-X reprezintă impedanţa măsurată din punctul în care s-a plasat originea axelor, are ca loc geometric un cerc (fig. XI.36) în cazul că tensiunile în două puncte terminale rămîn constante. La pendulările maşinilor sincrone, tensiunile din întrefier $U_{\delta f}$ rămîn constante, fluxul din întrefier fiind menţinut de amperspirele libere din rotor.

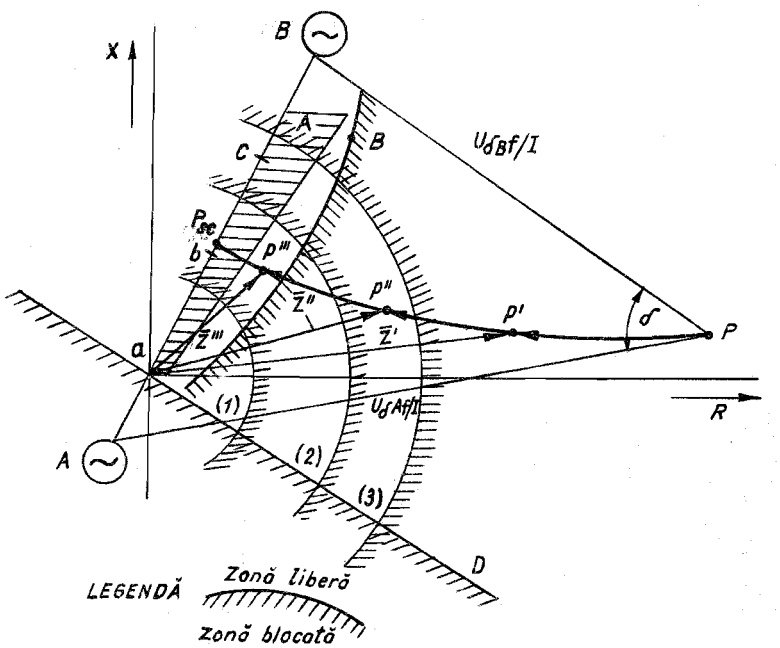


Fig. XI.36.
Locul lui P la pendulări.

In cursul pendulării dacă δ nu se modifică mult P ajunge în P' cu $Z' > Z_3$, dar dacă pendulările sînt de amplitudine mare P ajunge în P'' sau chiar în P''' (cu $Z'' < Z_3$, respectiv

$Z''' < Z_2$) provocînd acţionarea protecţiei de impedanţă, în zona (3) sau chiar în zona (2), fără să existe scurtcircuit. In punctul P_{sc}, impedanţa şi curentul nu diferă de valorile care apar în cazul unui scurtcircuit pe linie.

Pendulările sînt însoţite de curenţi mari, însă au caracter trecător. De aceea funcţionarea protecţiei trebuie blocată în cazul pendulărilor de amplitudine mare. Elementul de blocare determină o zonă blocată B(fig.XI.36), care trebuie însă să permită funcţionarea la scurtcircuit cu arc (zona A). Linia de blocare B trebuie să fie cît mai apropiată de zona scurtcircuitelor cu arc (A), pentru ca la majoritatea cazurilor cu pendulări blocarea să fie eficace. In cazul figurii XI.36 blocarea este eficace împotriva deconectărilor în zona (3) şi parţial şi în zona (2).

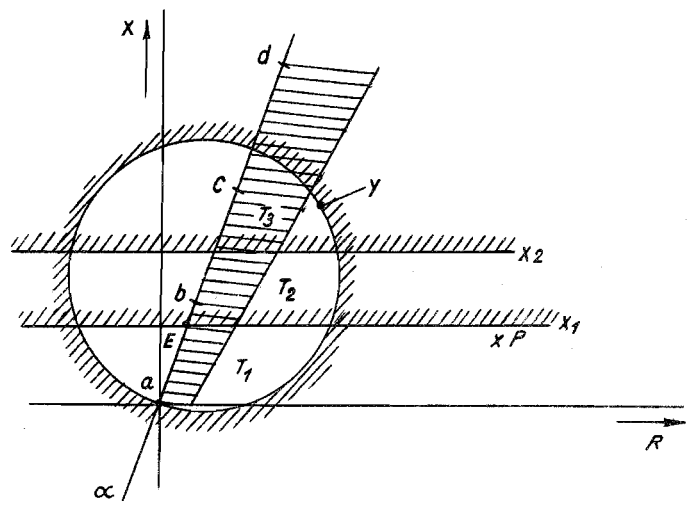


Fig. XI.37. Diagrama R-X a unei protecţii de reactanţă.

b. <u>Relee de reactanţă</u>. Rezistenţa arcului modifică impedanţa liniei, însă reactanţa rezultantă nu se schimbă. Prin urmare punctul de echilibru E nu se deplasează prin efectul arcului şi deci porţiunea de linie cu protecţie instantanee simultană poate fi largă.

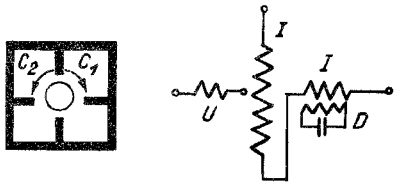


Fig.XI.38.Principiul de funcţionare a unui releu de reactanţă.

Protecţia se realizează (fig.XI.37) cu două elemente de reactanţă care acţionează cînd $X < X_1$, respectiv $X < X_2$, un element de pornire Y, care înlocuieşte şi elementul direcţional şi un element de întîrziere (temporizare).

Un releu de reactanţă poate fi realizat cu un mecanism de inducţie conectat ca în figura XI.38. Pe o coloană există şi o înfăşurare suplimentară D pentru

defazarea fluxului. Cuplurile rezultă prin interacţiunea fluxurilor de pe coloane perpendiculare între ele.Astfel rezultă

$$C_1 = k' I^2$$
$$C_2 = k'' U I \sin \varphi .$$

Releul acţionează dacă $C_2 < C_1$, adică

$$U I \sin \varphi < k I^2 ,$$

sau

$$\frac{U}{I} \sin \varphi = Z \sin \varphi = X < k.$$

Contactele se închid deci dacă reactanţa scade sub o anumită valoare.

α . E l e m e n t u l d e p o r n i r e. In figura XI.37, elementul de pornire Y are o caracteristică circulară care trece prin origine. In felul acesta

- funcţionează dacă locul de scurtcircuit se apropie de barele c ale tronsonului c-d,
- blochează la scurtcircuite din direcţia opusă α (element direcţional),
- blochează în regim normal de funcţionare (punctul P), cînd din cauza factorului de putere ($\cos \varphi$) ridicat, X este mic.

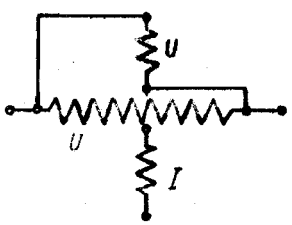


Fig. XI.39.Principiul de funcţionare a releului de pornire Y.

Caracteristica circulară se obţine cu montajul din figura XI.39. Cuplurile sînt

$$C_1 = k' U^2$$
$$C_2 = k'' UI \cos (\varphi - \varphi),$$

unde φ este unghiul de defazaj φ, între U şi I la care C_2 devine maxim (la releul de reactanţă din fig.XI.38, $\varphi = 90^\circ$). Releul acţionează dacă $C_1 < C_2$, adică

$$k' U^2 < k''UI \cos (\varphi - \varphi) ,$$

sau

$$\frac{U}{I} \cdot \frac{1}{\cos (\varphi - \varphi)} = \frac{Z}{\cos (\varphi - \varphi)} < \frac{k'}{k''} = d.$$

Caracteristica releului este dată de egalitatea

$$Z = d \cos (\varphi - \psi),$$

căreia în planul R-X îi corespunde un cerc cu diametrul d (fig. XI.4o), înclinat cu 9o° faţă de axa reală. Este de dorit ca acest unghi să fie apropiat de unghiul de fază al impedanţei pînă la locul de scurtcircuit ($=\operatorname{arctg}\frac{X}{R}$).

Contactele releului se închid pentru valorile lui $\bar{Z}$ situate în interiorul cercului.

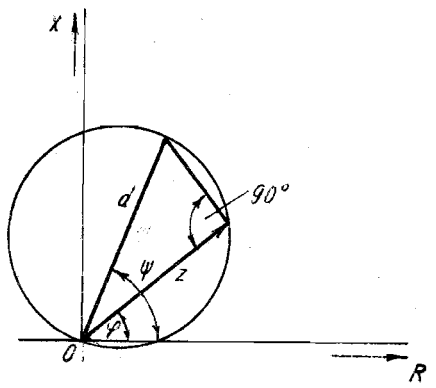


Fig. XI.4o. Diagrama circulară a releului de pornire Y.

Există relee avînd caracteristici circulare în planul R-X care nu trec prin origine şi nu au centrul în origine, sau avînd caracteristici eliptice. Acestea asigură un blocaj în cazul pendulărilor.

β. S c h e m a d e m o n t a r e. Releele de distanţă pot măsura greşit distanţa pînă la locul de scurtcircuit nu numai datorită rezistenţei arcului (ceea ce se elimină la releele de reactanţă), dar şi datorită faptului că la scurtcircuite nesimetrice rămîn tensiuni de fază diferite de zero. Si în acest caz însă erorile pot fi eliminate, prin alegerea unei scheme de montare corespunzătoare.

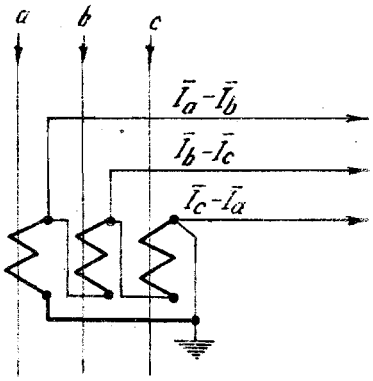


Fig. XI.41. Obţinerea curenţilor de diferenţă.

Fie de exemplu un scurtcircuit 2F sau 2FN pe fazele b şi c, deci

$$\bar{U}_{bf} = \bar{U}_{cf} . \qquad (XI.7)$$

La releu avem

$$\bar{U}_{bf_R} = \bar{U}_{bf} + \bar{Z}\,\bar{I}_b + \bar{Z}'\,\bar{I}_c,$$
$$\bar{U}_{cf_R} = \bar{U}_{cf} + \bar{Z}\,\bar{I}_c + \bar{Z}'\,\bar{I}_b, \qquad (XI.8)$$

$\bar{Z}$ şi $\bar{Z}'$ fiind impedanţele proprii şi mutuale ale fazelor. La scurtcircuitul 2F: $\bar{I}_b + \bar{I}_c = o$, dar la scurtcircuitul 2FN: $\bar{I}_b + \bar{I}_c \neq o$.

Scăzînd relaţiile (XI.8) şi ţinînd seama de (XI.7) se obţine

$$\bar{U}_{bc_R} = (\bar{Z} - \bar{Z}')(\bar{I}_b - \bar{I}_c) = \bar{Z}_1(\bar{I}_b - \bar{I}_c) ,$$

adică

$$\bar{Z}_1 = \frac{\bar{U}_{bcR}}{\bar{I}_b - \bar{I}_c} . \qquad (XI.9)$$

Prin urmare, dacă protecţia de reactanţă se alimentează de la tensiunile între faze şi de la transformatoarele de curent legate în triunghi (fig. XI.41), punctul de echilibru rămîne stabil şi în raport cu felul scurtcircuitului.

4. Protecţia diferenţială. Deconectarea simultană, rapidă, a unei linii din ambele capete se poate realiza prin detectarea scurtcircuitului pe linie, comparînd curenţii de la cele două capete. Acest lucru se realizează cu ajutorul protecţiei diferenţiale longitudinale. Această comparaţie se realizează cu ajutorul unor fire auxiliare numite fire pilot, din care cauză protecţia diferenţială longitudinală nu se aplică decît la tronsoane de linii scurte. In multe cazuri există însă linii cu circuit dublu, la care compararea curenţilor dintr-un singur capăt poate indica prezenţa unei avarii pe unul din circuite. Pe această comparaţie se realizează protecţia diferenţială transversală. In continuare vom prezenta întîi acest mod de protecţie prin relee.

Protecţia diferenţială poate fi aplicată nu numai la linii, ci în principiu la orice element de reţea şi se foloseşte de fapt la transformatoare, generatoare şi bare.

a. Protecţia diferenţială transversală. Presupunem că cele două circuite paralele au aceeaşi impedanţă. Atunci, la un scurtcircuit într-un punct K' exterior tronsonului (fig. XI.42) avem $\bar{I}_1 = \bar{I}_2$. Transformatoarele de curent sînt în montaj diferenţial (sau "în 8"), obţinîndu-se curentul de diferenţă

$$\bar{I}_D = \bar{I}_1' - \bar{I}_2' \qquad (XI.10)$$

unde

$$\bar{I}_1' = \bar{k}_1 \bar{I}_1 ,$$
$$\bar{I}_2' = \bar{k}_2 \bar{I}_2 , \qquad (XI.11)$$

$\bar{k}_1$ şi $\bar{k}_2$ fiind rapoartele efective de transformare ale celor două transformatoare de curent de pe aceeaşi fază a celor două circuite. Se poate presupune în prima aproximaţie că $\bar{k}_1 = \bar{k}_2$ şi prin urmare $\bar{I}_D = 0$, astfel încît releul diferenţial RD, care este un releu sensibil de supracurent, nu este acţionat.

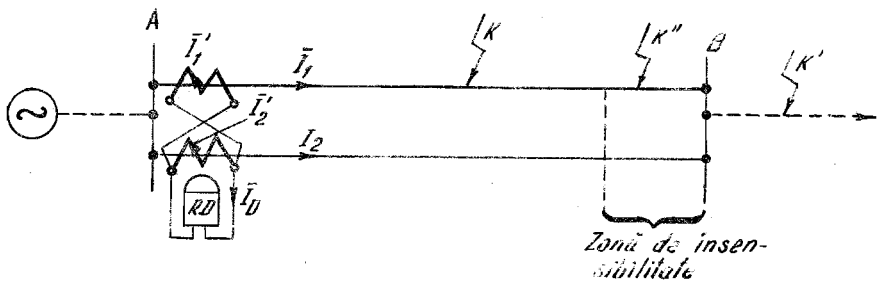


Fig.XI.42. Protecţia diferenţială transversală.

La un scurtcircuit într-un punct K al tronsonului protejat, curenţii fiind invers proporţionali cu impedanţele circuitelor respective între A şi K (în circuitul 2 curentul de scurtcircuit curge pe calea A-B-K), rezultă $\bar{I}_1 \neq \bar{I}_2$ ($I_1 > I_2$) şi deci $I_D \neq 0$. Curentul de diferenţă va provoca deconectarea imediată a scurtcircuitului.

Alegerea circuitului avariat se face de un element direcţional nereprezentat în figura XI.42. Deconectarea la capătul îndepărtat B se face de un sistem de protecţie analog cu cel reprezentat în A.

α. P r o b l e m a e r o r i l o r t r a n s f o r m a t o a r e l o r d e c u r e n t. La un transformator de curent ideal, raportul de transformare k_n este o mărime constantă şi reală, rezultînd

$$\bar{I}'_{1\,id} = k_n \bar{I}_1 \,, \qquad \bar{I}'_{2\,id} = k_n \bar{I}_2 \,. \tag{XI.12}$$

Curenţii reali $\bar{I}'_1$, $\bar{I}'_2$ din secundar, daţi de relaţiile (XI.11) diferă însă de valorile ideale $\bar{I}'_{1\,id}$, $\bar{I}'_{2\,id}$ datorită erorilor de curent şi de unghi.

Să considerăm cazul unui scurtcircuit exterior. Atunci $\bar{I}_1 = \bar{I}_2 = \bar{I}$, iar din (XI.12) rezultă

$$\bar{I}'_{1id} = \bar{I}'_{2id} = k_n \bar{I}.$$

In general, nu se poate presupune că $\bar{k}_1$ este riguros egal cu $\bar{k}_2$, la orice curent. In special la un scurtcircuit, transformatoarele de curent saturîndu-se, le creşte curentul de magnetizare şi deci şi erorile, iar din cauza inegalităţilor constructive şi erorile sînt inegale. Acest lucru s-a scos în evidenţă în figura XI.43, în care s-a reprezentat I'_1 şi I'_2 funcţie de $k_n I$. Se observă că $I'_1 - I'_2$ poate deveni o cotă de cîteva procente ale supracurentului, deci de zeci de procente ale curentului nominal I_n.

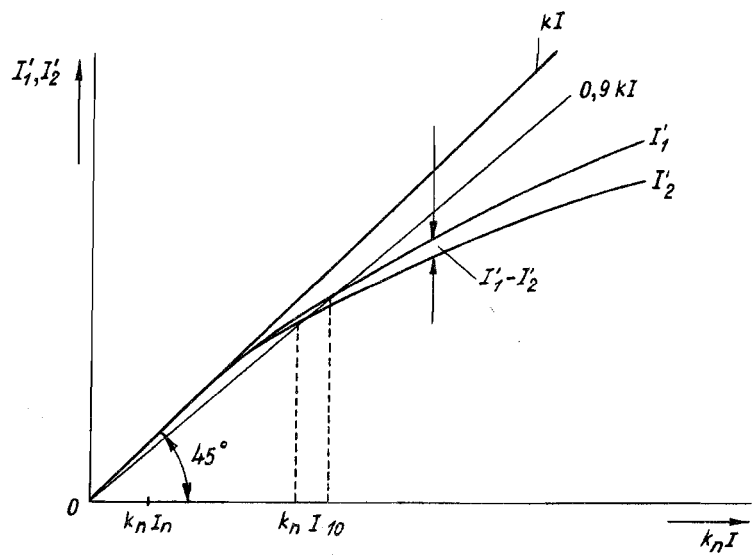


Fig. XI.43. Caracteristici ale transformatoarelor de curent.

Pentru a caracteriza comportarea transformatoarelor de curent la supracurenţi se defineşte curentul I_{1o} la care eroarea de curent este de 10% (adică $I' = 0{,}9\, k_n I$) şi cifra de supracurent

$$m = I^*_{1o} = \frac{I_{1o}}{I_n}, \qquad (XI.13)$$

adică acel multiplu al curentului nominal la care eroarea de curent este de 10%. Ambele aceste mărimi sînt determinate în mod univoc numai dacă sarcina secundară este cea nominală, adică dacă impedanţa sarcinii are valoarea bine determinată $\bar{Z}_n$. Intr-adevăr tensiunea indusă în transformatorul de curent trebuie să acopere căderea de tensiune pe $\bar{Z}_n$ şi deci este deter-

minată de $I'Z_n$. Tensiunea indusă determină însă mărimea fluxului şi deci şi gradul de saturaţie şi erorile.

Protecţia diferenţială transversală nu trebuie să acţioneze la scurtcircuite exterioare. De aceea transformatoarele de curent trebuie să fie de construcţie identică şi să aibă cifră de supracurent cît mai mare. In acelaşi timp, circuitul lor exterior să nu fie încărcat cu impedanţe suplimentare, ca, de exemplu, a unor relee de supracurent. Instrumentele de măsură se alimentează de la alte transformatoare de curent, avînd cifră de supracurent mică. In felul acesta, curentul secundar creşte în mai mică măsură decît curentul de scurtcircuit, ceea ce fereşte instrumentele de măsură de distrugere la scurtcircuite.

Releul diferenţial RD trebuie să fie sensibil, însă pragul de sensibilitate trebuie să fie suficient de ridicat, pentru ca el să nu acţioneze la scurtcircuite exterioare. Această insensibilitate a releului la curenţi de diferenţă I_D mici prezintă dezavantajul, că la extremitatea îndepărtată a liniei apare o zonă de insensibilitate (zonă moartă). Protecţia diferenţială transversală din A nu acţionează la un scurtcircuit în punctul K" din această zonă, deoarece curenţii I_1, I_2 diferă în măsură insuficientă.

Cu cît transformatoarele de curent au erori mai mici la supracurenţi, cu atît pragul de sensibilitate a releului RD poate fi mai coborît şi deci cu atît zona de insensibilitate la capătul îndepărtat al tronsonului protejat devine mai mică. Ea este adesea sub 10% din lungimea tronsonului.

In afară de erorile transformatoarelor de curent şi inegalitatea impedanţelor celor două circuite influenţează asupra sensibilităţii admise la releul diferenţial.

β. F u n c ţ i o n a r e a î n c a s c a d ă. La un scurtcircuit în zona de insensibilitate B (fig. XI.44), releul a nu va funcţiona ($\bar{I}_1 \cong \bar{I}_2$), deconectarea circuitului efectuîndu-se într-o primă fază numai dinspre b în o,1...o,2 secunde. Prin aceasta I_1 devine zero (sau egal cu curentul absorbit de sarcină), pe cînd $\bar{I}_2 = \bar{I}_{sc}$, rezultînd deconectarea şi în a. Intîrzierea este egală cu întîrzierea releelor şi a întrerupătoarelor din a, deci de o,1...o,2 s.

Deconectarea are deci loc nu simultan şi instantaneu, ci în cascadă, însă şi aşa timpul total al întreruperii scurtcircuitului este mai mic (0,2...0,4 s) decît la protecţia de distanţă, în zona 2 (circa 0,6 s).

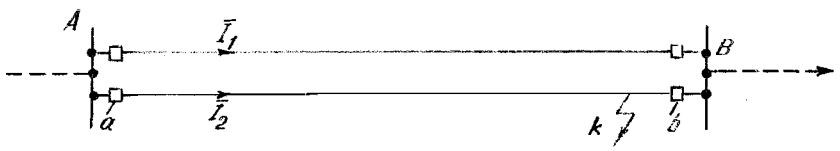


Fig. XI.44. Deconectarea în cascadă.

Protecţia diferenţială transversală nu poate fi folosită după deconectarea unuia din cele două circuite. De aceea, ea nu poate fi aplicată ca o protecţie independentă, ci numai ca o protecţie auxiliară. In caz de nefuncţionare, întreruperea se comandă de un sistem de protecţie de bază, care reprezintă o rezervă pentru acest caz.

b. Protecţia diferenţială longitudinală. Acest mod de protecţie asigură o deconectare instantanee, simultan din ambele capete ale liniei, oriunde s-ar fi produs avaria în lungul tronsonului protejat. Firele pilot sînt însă o sursă de avarie pentru sistemul de protecţie şi de aceea precum şi pentru faptul că scumpesc instalaţia, acest mod de protecţie nu se aplică decît la tronsoane relativ scurte.

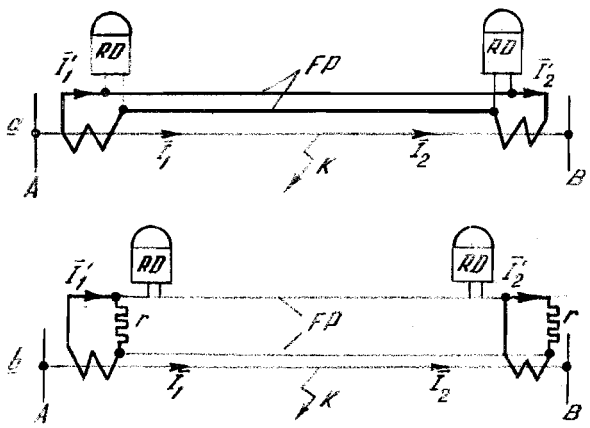


Fig. XI.45. Scheme de conectare la protecţia diferenţială longitudinală.

∝. S c h e m e d e c o n e c t a r e. Se folosesc două scheme de protecţie diferenţială longitudinală:

- schema cu curenţi de circulaţie (fig.XI.45,a),
- schema cu tensiuni în opoziţie (fig. XI.45,b).

La schema din figura XI.45,a, care este cea mai răspîndită şi de aceea va fi analizată mai în detaliu, firele pilot FP sînt parcurse în mod normal de curentul de circulaţie $\bar{I}_1' = \bar{I}_2'$. In caz de scurtcircuit pe linie ($\bar{I}_1 \neq \bar{I}_2$), curentul de diferenţă va trece prin releele diferenţiale, provocînd deconecta-

rea liniei. La un scurtcircuit exterior apare de asemenea un curent de diferenţă datorită erorilor inegale ale transformatoarelor de curent, însă sub pragul de sensibilitate a releelor.

La schema din figura XI.45,b, curentul din secundarul transformatoarelor de curent are numai o circulaţie locală , producînd în regim normal căderi de tensiune egale pe rezistenţele r. Aceste două căderi sînt în opoziţie în circuitul releelor, care le compară şi deci acţionează la apariţia unei diferenţe a curenţilor $\bar{I}'_1$, $\bar{I}'_2$.

Ruperea firelor pilot sau scurtcircuitarea lor are efecte diferite la cele două scheme de protecţie diferenţială longitudinală. Ele rezultă din următorul tabel:

Schema / Firele pilot	a	b
întrerupte	A	B
scurtcircuitate	B	A

A = acţionare nedorită în regim normal

B = nefuncţionare în regim de scurtcircuit.

β. B o b i n a d e b l o c a r e. Protecţia diferenţială cu circulaţie de curent dă comandă de deconectare a liniei în regim normal, nu numai la întreruperea firelor pilot, ci şi atunci cînd impedanţa lor (respectiv rezistenţa lor, dacă curentul de circulaţie este redresat) este prea mare, datorită căderii de tensiune pe ele. Pentru a împiedica această acţiune nedorită, analizată mai jos, releele se prevăd cu bobine de blocare.

In figura XI.46 s-a reprezentat variaţia tensiunii în lungul firelor pilot, determinată de căderea tensiunii prin trecerea curentului de circulaţie în regimul normal de funcţionare a liniei . Se observă că la mijlocul liniei (punctul M)

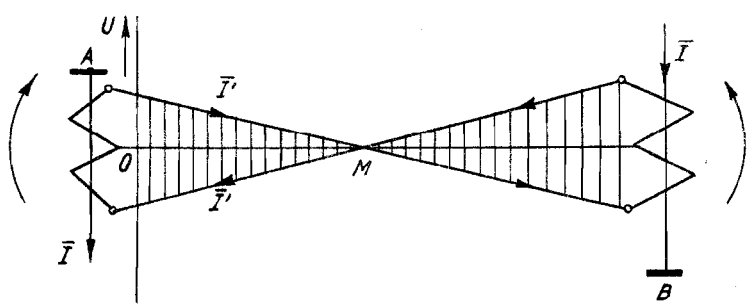


Fig.XI.46. Variaţia tensiunii în lungul firelor pilot.

tensiunea este zero, din care cauză firele pilot pot fi considerate scurtcircuitate în acest punct, iar circuitul separat în două. In figura XI.47 s-a reprezentat partea de circuit corespunzătoare releului din A. Se vede că o parte $\bar{I}_R$ a curentului $\bar{I}'$ trece prin releu, şi anume cu atît mai mult, cu cît impedanţa $\bar{Z}$ a buclei formate de firele pilot pînă la mijlocul liniei este mai mare, în comparaţie cu impedanţa releului.

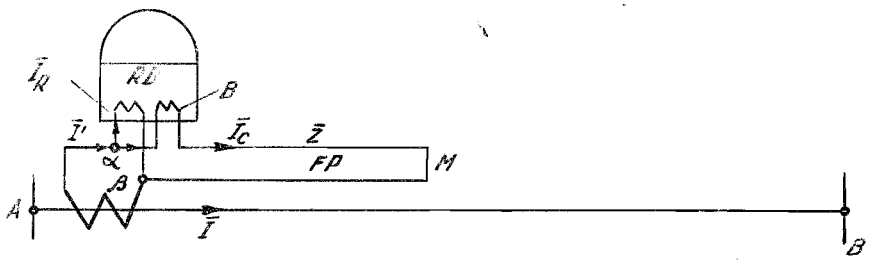


Fig. XI.47. Repartizarea curentului pe releu şi circuitul firelor pilot.

Pentru a împiedica acţionarea releului diferenţial de către curentul $\bar{I}_R$, curentul de circulaţie $\bar{I}_c$ (sau curentul total din secundar $\bar{I}'$) se trece printr-o bobină de blocare B a releului, dînd un efect de frînare. In felul acesta, releul este desensibilizat şi faţă de curenţii de diferenţă care apar în regim de scurtcircuit datorită erorilor transformatoarelor de curent.

γ. T r a n s f o r m a t o a r e d e i z o l a r e. In general se prescrie ca secundarele transformatoarelor de curent să fie puse la pămînt, pentru securitatea exploatării. Punerea la pămînt este deosebit de importantă chiar din cauza firelor pilot, care fiind în cîmpul electric al liniei protejate, ar putea obţine faţă de pămînt un potenţial ridicat. In cazul protecţiei diferenţiale reprezentate în figura XI.45, a punerea la pămînt nu este însă posibilă, pentru că pe de o parte punerea la pămînt a unui singur secundar nu ar fi eficace pentru secundarul celuilalt transformator de curent, iar, de altă parte, punerea la pămînt în ambele părţi ar permite să apară în circuit curenţi (vagabonzi) din pămînt.

De aceea, firele pilot nu trebuie să aibă legătură galvanică cu echipamentul de protecţie, care se pune la pămînt.

Legătura se face cu transformatoare de curent de izolare TI, astfel încît curentul de circulaţie să fie micşorat (fig.XI.48). Prin micşorarea curentului şi mărirea tensiunii de alimentare a circuitului pilot, impedanţa acestuia apare dinspre releu redusă în raportul pătratului raportului de transformare şi deci sarcina secundară a transformatorului de curent TC este micşorată.

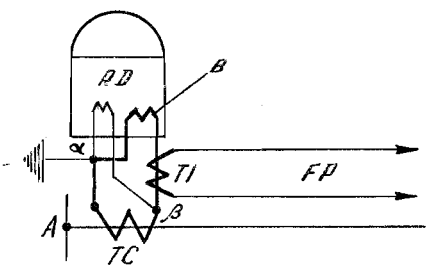


Fig. XI.48. Izolarea echipamentului de protecţie de firele pilot.

Protecţia diferenţială longitudinală necesită 4 fire pilot (3 de fază şi 1 nul). Protecţia diferenţială longitudinală homopolară (fig.XI.5o) necesită numai 2 fire pilot, ceea ce constituie un avantaj important.

5. Protecţia homopolară. Protecţia prin relee pe faze nu poate fi sensibilă la curenţi mici de punere la pământ, deoarece ea nu trebuie să acţioneze la curenţii normali de sarcină. Folosind însă pentru sesizarea unor atingeri la pământ sau chiar a unui scurtcircuit FN sau 2FN o schemă de protecţie homopolară, aceasta sigur nu va acţiona la suprasarcini. Totodată protecţia homopolară este simplă, realizîndu-se cu un singur sistem de protecţie, alimentat de la transformatoare de măsură, montate ca filtre de secvenţă homopolară.

a. Filtre pentru succesiunea homopolară. In figura XI.49,a se obţine un curent proporţional cu cel homopolar prin însumarea curenţilor din secundarul transformatoarelor de curent. In figura XI.49,b s-a reprezentat un transformator de curent

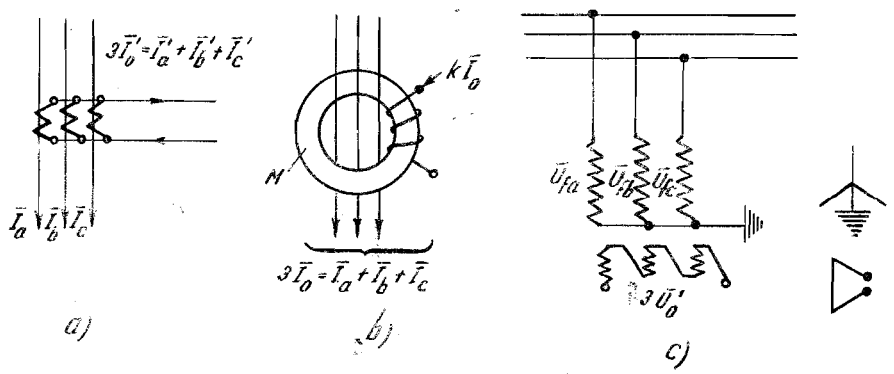


Fig. XI.49. Filtre homopolare.

pentru secvenţa homopolară, curentul total primar fiind suma curenţilor celor trei faze ale unui cablu trifazat trecut prin miezul M al transformatorului. In figura XI.49,c s-a reprezentat un filtru pentru componenta homopolară a tensiunilor de fază (faţă de pământ). Aceasta se obţine prin însumarea celor trei tensiuni de fază din secundar, printr-o înfăşurare în triunghi deschis. Miezul transformatorului trebuie să aibă o coloană suplimentară de întoarcere a fluxului homopolar; altfel curentul de magnetizare absorbit la punere la pământ ar fi prea mare.

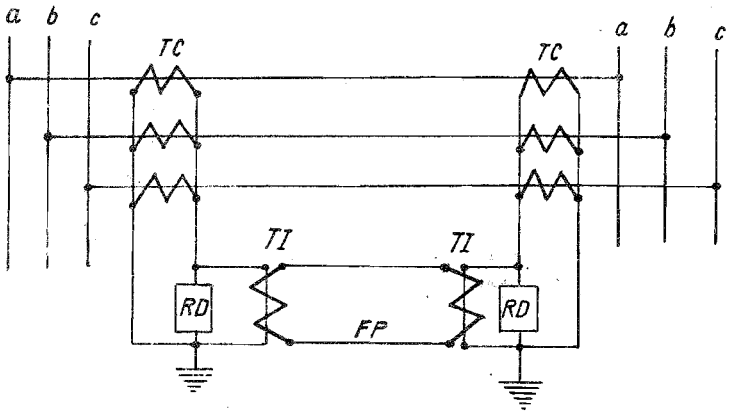


Fig. XI.50. Protecţia diferenţială homopolară.

O aplicaţie a protecţiei homopolare într-un montaj diferenţial longitudinal este reprezentată în figura XI.50.

Protecţia maximală direcţională homopolară se realizează după schema din figura XI.51. Aici I reprezintă releele de supracurent ale protecţiei pe fază, iar I_0 releul maximal pentru curentul homopolar şi W_0 releul direcţional pentru puterea homopolară.

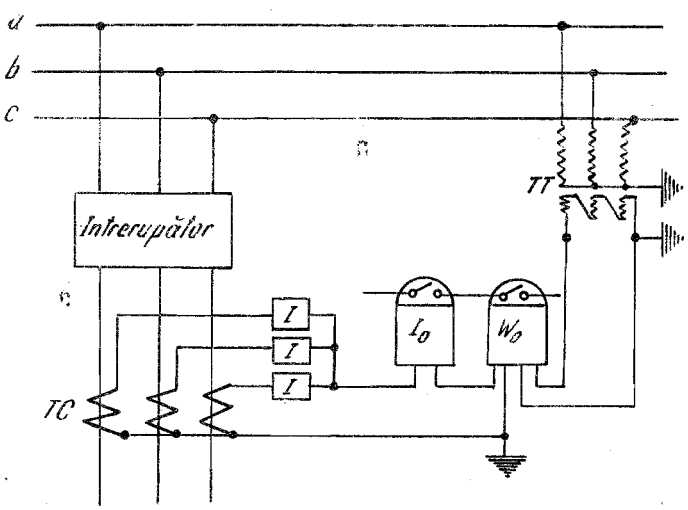


Fig. XI.51. Protecţia maximală direcţională homopolară.

Se remarcă faptul că protecţia homopolară nu este o protecţie independentă.

b. Selectivitatea. Selectivitatea protecţiei homopolare se asigură prin gradare în timp şi elemente direcţionale, sau uneori pur şi simplu prin reglarea potrivită a curentului de acţionare. Această metodă se bazează pe faptul că puterea omopolară circulă dinspre locul de scurtcircuit înspre punctele mai îndepărtate ale reţelei şi deci curentul homopolar este maxim prin întrerupătoarele de la capetele tronsonului avariat.

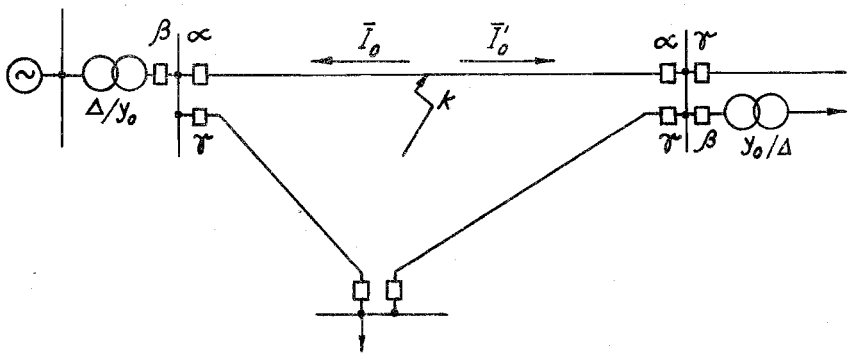


Fig.XI.52. Selectivitatea la protecţia maximală homopolară.

Astfel în cazul figurii XI.52, curentul $\bar{I}_0$ sau $\bar{I}'_0$ trece în întregime prin întrerupătorul α ,apoi partea cea mai mare trece prin β şi prin înfăşurarea în Y_0 a transformatorului din staţie la pămînt şi o parte mai mică prin întrerupătoarele γ . Releul direcţional din β blochează circuitul de declanşare dacă puterea homopolară este îndreptată de la bare spre transformator, iar releele γ nu acţionează, curentul omopolar fiind prea mic. Releele α acţionează instantaneu, curentul de scurtcircuit homopolar fiind mai mare decît curentul de acţionare la care sînt reglate. Aşadar, protecţia este selectivă fiind totodată şi instantanee pentru întregul tronson protejat.

6. Protecţia de înaltă frecvenţă. La linii de înaltă tensiune, în locul firelor pilot pentru transmiterea semnalelor se pot folosi curenţi purtători de frecvenţă ridicată (5o ooo...loo ooo Hz) transmişi pe un conductor de fază, sau chiar unde scurte transmise fără fir. Aceste semnale nu pot servi însă, din lipsă de precizie, pentru protecţia diferenţială, ci transmit comenzi de declanşare sau de blocare la celălalt capăt al liniei pentru a asigura deconectarea simultană

şi rapidă pentru oricare punct de avarie. Astfel, în cazul figurii XI.53,a, la un scurtcircuit în K releul de distanţă β ar acţiona în zona (2), însă în urma unei comenzi de declanşare transmise din α şi întrerupătorul β deconectează instantaneu.

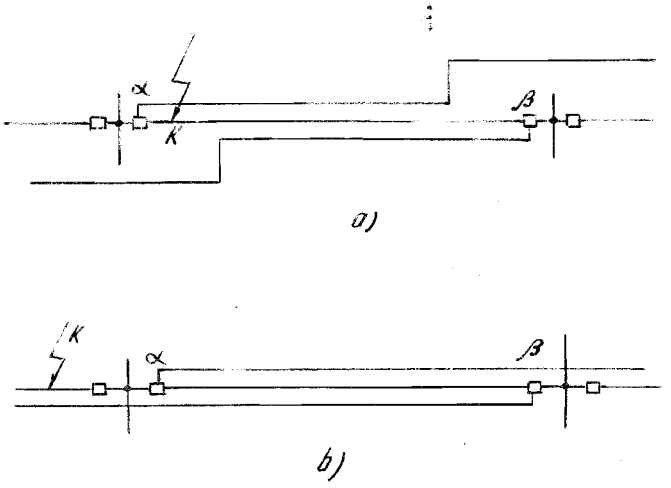


Fig. XI.53. Acţiunile semnalelor de înaltă frecvenţă.

In cazul figurii XI.53,b zona (1) se întinde peste întregul tronson, asigurînd deconectarea instantanee simultană. In acest caz, la un scurtcircuit în K, ar putea declanşa şi întrerupătorul β, care aparţine tronsonului vecin celui avariat. El este însă blocat de semnalul transmis prin intermediul elementului direcţional din α, pentru care avaria K cade în sensul de blocare a acţionării.

Transmiterea semnalelor de înaltă frecvenţă pe liniile de înaltă tensiune se face după schema din figura XI.54, folosind condensatoare de cuplaj C şi receptoare-emiţătoare RE. Astfel se realizează circuitul de înaltă frecvenţă 2. Semnalele de înaltă frecvenţă sînt limitate în acest circuit la capetele $\alpha - \alpha$, unde sînt prevăzute bobine de blocare L, a căror eficacitate este mărită prin completarea lor cu capacităţi C', încît să apară o rezonanţă de curent pentru frecvenţa înaltă. Astfel, punctele prezintă faţă de bare tensiune de înaltă frecvenţă, însă curentul rezultant prin

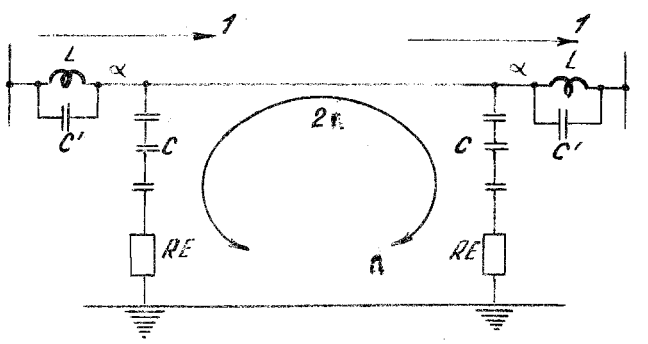


Fig. XI.54. Schema de principiu a transmiterii semnalelor de înaltă frecvenţă.

circuitul rezonant L-C' este neglijabil. La 5o Hz(circuitul 1) reactanţa ωL este neglijabilă, iar curentul capacitiv prin C' este practic egal cu zero. Cele două circuite 1 şi 2 sînt astfel separate între ele, în afară de conductorul aerian, în care căderile de tensiune sînt comune.

C. PROTECTIA GENERATOARELOR

1. Cerinţe generale. Generatoarele sincrone sînt elementele de bază ale producerii energiei electrice şi în afară de cazul puterilor mici, ele sînt şi foarte scumpe. De aceea, protecţia prin relee trebuie să asigure scoaterea lor din funcţie în toate cazurile de avarie care ar putea să le dăuneze,astfel încît să nu apară distrugere în generator. Această cerinţă se rezolvă cu un sistem complex de protecţie, cu atît mai complex cu cît generatorul este de putere mai mare. Numai generatoarele din microcentrale au o protecţie simplă, formată doar din relee de supracurent.

La avarii în afară de generator, protecţia nu trebuie să funcţioneze neapărat instantaneu, deoarece generatorul suportă timp de cîteva secunde efectele curentului de scurtcircuit.Temporizarea are ca scop asigurarea selectivităţii.

La avarii interioare apare adesea un arc care poate să ardă local miezul de fier şi bobinajul, producînd pagube foarte mari. Repararea ar putea scoate generatorul mult timp din funcţie. De aceea, arcul trebuie stins în cel mai scurt timp, deconectînd fără întîrziere generatorul de la bare şi anulînd tensiunea indusă în generator, prin dezexcitare rapidă (numită şi stingerea cîmpului).

In urma separării generatorului de la bare, din lipsa reacţiei de indus, tensiunea la borne tinde să crească. Regulatorul de tensiune slăbeşte excitaţia, nepermiţînd creşterea excesivă a tensiunii. La nefuncţionarea acestuia, creşterea excesivă de tensiune trebuie împiedicată prin acţiunea unei protecţii cu relee de tensiune maximă.

Avariile interioare pot fi: scurtcircuite între faze diferite sau între spirele aceleiaşi faze, puneri la pămînt şi întreruperi. Protecţia folosită este cea diferenţială.

2. Protecţia maximală. Protecţia împotriva scurtcircuitelor exterioare este o protecţie maximală, temporizată (figura XI.55). Transformatoarele de curent TC sînt montate înspre bare, sau mai des în partea dinspre nul. In al doilea caz ele pot comanda şi dezexcitarea generatorului la un scurtcircuit între faze, în interiorul maşinii. Această conexiune poate fi utilă la generatoare mici, neprevăzute cu protecţie diferenţială.

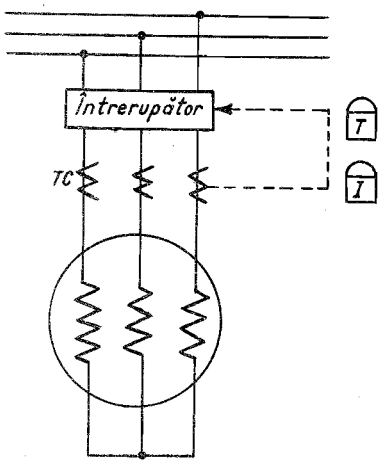


Fig.XI.55. Protecţia maximală la generatoare.

3. Protecţia diferenţială. Generatoarele mijlocii şi mari au pentru protecţia împotriva avariilor interioare o protecţie diferenţială longitudinală. De fapt, acest mod de protecţie (fig. XI.56,a) nu poate acţiona decît atunci cînd apare o derivaţie de curent din interiorul fazei protejate, spre o altă fază (scurtcircuit între faze) sau spre corp (legătură la corp). La un scurtcircuit între spirele aceleiaşi faze sau la întreruperea înfăşurării, protecţia nu acţionează.

Curentul de punere la pămînt este mic şi de aceea protecţia trebuie să fie sensibilă. Din această cauză, ea ar putea funcţuona greşit, la un scurtcircuit exterior, din cauza erorilor transformatoarelor de curent. In figura XI.56,b, releul diferenţial s-a prevăzut cu o bobină de blocare B parcursă de curentul de circulaţie,

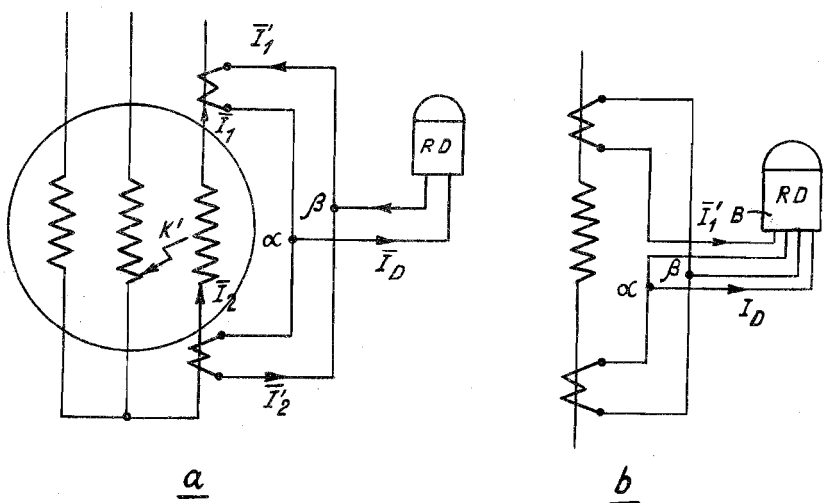


Fig. XI.56. Protecţia diferenţială la generatoare.

care dă un cuplu antagonist mare în cazul unui scurtcircuit exterior, desensibilizînd releul.

Releul diferenţial dă comandă pentru deconectare şi dezexcitare instantanee.

∝. R e a l i z a r e a c ă i i d e î n t o a r c e r e a c u r e n t u l u i. La puneri la corp în indusul generatorului sincron curentul trebuie să fie suficient de mare pentru a acţiona protecţia diferenţială, însă nu atît de mare,încît la locul de punere la pămînt să apară distrugeri. In sistemele europene,generatoarele de medie tensiune funcţionează cu nulul izolat, de aceea curentul de punere la pămînt

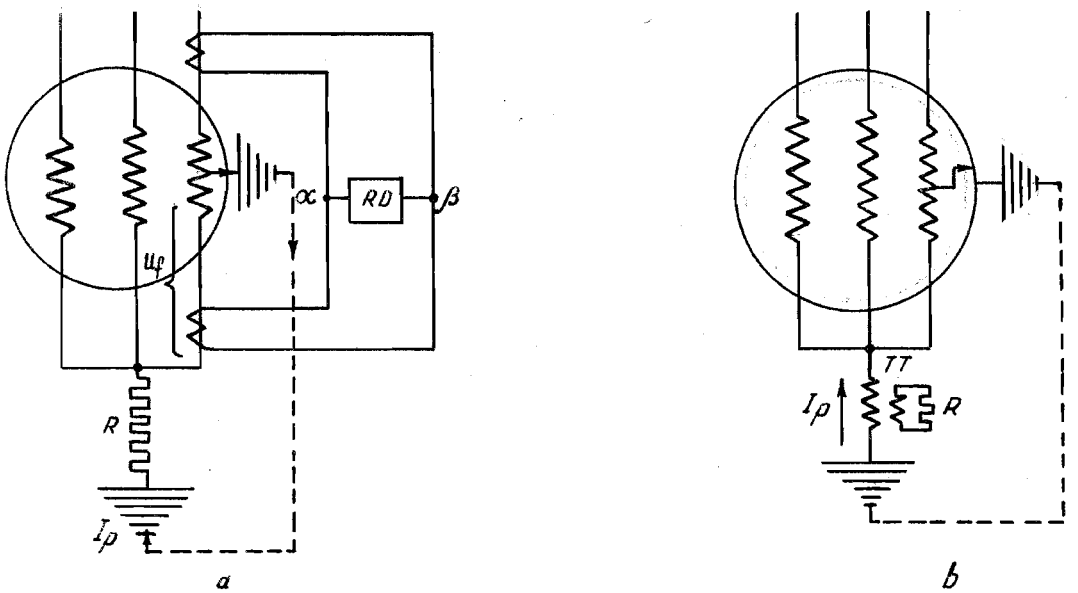


Fig. XI.57. Punerea la pămînt a nulului printr-o rezistenţă mare.

nu are caracter de scurtcircuit. Dacă punerea la pămînt se face în apropierea bornelor de ieşire, unde $U_f = U_{fn}$,curentul de punere la pămînt va fi egal, cînd generatorul este conectat la reţea, cu curentul capacitiv de punere la pămînt al reţelei, compensat eventual cu o bobină de stingere. Dacă punerea la pămînt se produce într-un punct cu o tensiune mai mică, curentul va fi proporţional mai mic, fiind zero dacă ajunge la pămînt extremitatea dinspre nul a înfăşurării.Evident acest caz nu este de loc probabil, deoarece străpungerea izolaţiei apare în punctele cu tensiune ridicată. Totuşi intensitatea curentului de punere la pămînt poate fi foarte diferită de la

caz la caz, depinzînd de mărimea reţelei, putînd fi chiar zero dacă reţeaua este deconectată.

Evident o punere la pămînt este indicată şi de tensiunile de fază faţă de pămînt, însă acestea nu permit să se stabilească dacă punerea la pămînt este în reţea sau în generator. De aceea, protecţia împotriva punerii la pămînt din generator trebuie să se bazeze pe detectarea unui curent de scurgere în generator, de valoare suficient de mare, chiar dacă generatorul este deconectat de la reţea. Prin urmare trebuie asigurată o cale de întoarcere a curentului de punere la pămînt, înaintea întrerupătorului generatorului.

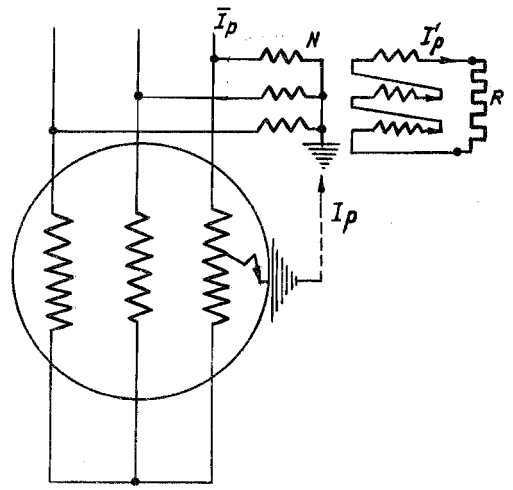


Fig. XI.58. Punerea la pămînt a unui nul artificial.

In figura XI.57,a s-a reprezentat o cale de întoarcere pentru curentul de punere la pămînt prin rezistenţa R legată între nulul generatorului şi pămînt. Valoarea curentului va fi

$$I_p = \frac{U_f}{R} .$$

La o punere la pămînt, întreaga tensiune U_f se aplică rezistenţei R. De aceea construirea ei prezintă dificultăţi, ea rezultînd de dimensiuni mari. Inconvenientul poate fi evitat, montînd rezistenţa nu direct în circuit, ci prin intermediul unui transformator de tensiune TT (fig.XI.57,b), avînd tensiune redusă în secundar. De asemenea, în loc de a pune la pămînt printr-o rezistenţă nulul generatorului, se poate folosi în acest scop un nul arficial realizat printr-o bobină în stea (fig. XI.58) pe un miez cu 4...5 coloane. Limitarea curentului se face introducînd o rezistenţă R într-un secundar în triunghi deschis (transformator Bauch). O a treia înfăşurare în stea a transformatorului (Yo/▷/Yo) poate servi pentru măsurarea tensiunilor de fază, deci pentru urmărirea stării de izolare faţă de pămînt.

β. P r o t e c ţ i a d i f e r e n ţ i a l ă t r a n s v e r s a l ă. Protecţia diferenţială longitudinală nu acţionează la un scurtcircuit între spire (fig. XI.59,a) sau la o întrerupere a înfăşurării fazei (fig.XI.59,b) neexistînd un curent derivat, astfel încît să rezulte $\bar{I}_1 \neq \bar{I}_2$. La generatoare mari, avînd înfăşurări în paralel (fig.XI.59,c) aceste avarii pot fi detectate printr-o protecţie diferenţială transversală, care acţionează la orice nesimetrie care apare în urma unui defect pe una din înfăşurările fazei. Protecţia constă din două transformatoare de curent (1, 2) care alimentează releul diferenţial RD.

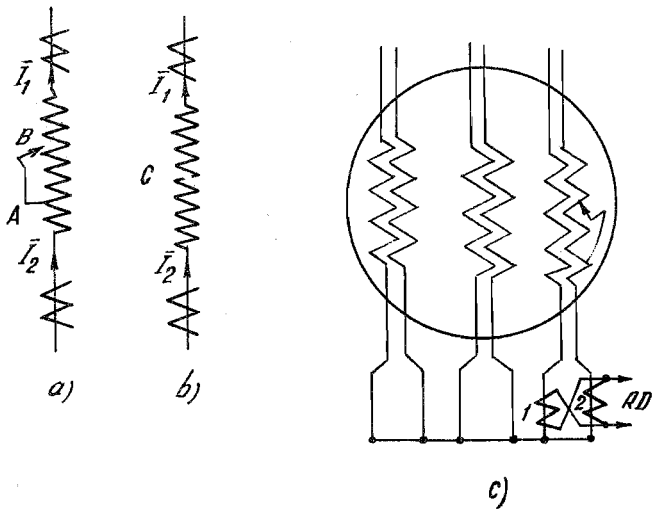


Fig. XI.59. Protecţia diferenţială transversală la generatorul sincron.

4. <u>Protecţia rotorică</u>. Dacă un punct al rotorului ajunge în atingere cu corpul este necesară o semnalizare întrucît o a doua atingere scurtcircuitează o parte a înfăşurării rotorice. In acest caz, curentul de excitaţie creşte şi magnetizează neuniform miezul de fier, ceea ce provoacă vibraţii periculoase. De aceea, la o a doua punere la corp, este necesară oprirea imediată a grupului.

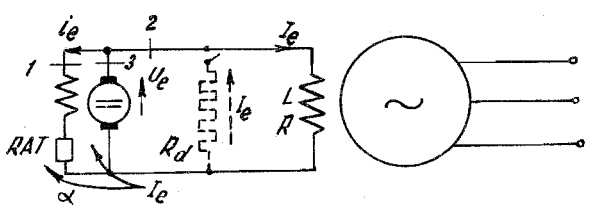


Fig.XI.60. Dezexcitarea rapidă.

5. <u>Dezexcitarea rapidă a generatoarelor</u>. Dezexcitarea generatoarelor (vezi fig.XI.60) se poate realiza în trei feluri:

- prin dezexcitarea excitatoarei, introducînd o rezistenţă suficient de mare în circuitul de excitaţie a acesteia (punctul 1),

- prin întreruperea curentului I_e de excitaţie a generatorului sincron (punctul 2),
- prin introducerea unei rezistenţe potrivite în circuitul indusului excitatoarei (punctul 3).

Dezexcitarea excitatoarei este urmată numai cu întîrziere de dezexcitarea naşinii sincrone, deoarece chiar dacă $i_e=0$, curentul I_e, a cărei anulare ne interesează, se micşorează lent, cu constanta de timp $T = \frac{L}{R}$ a circuitului de excitaţie a maşinii sincrone. In plus, întreruperea lui i_e ar duce la tensiuni periculoase în inductorul maşinii de curent continuu.

Intreruperea curentului I_e în punctul 2 fără măsuri speciale nu este posibilă, pentru că tensiunea indusă $-L\frac{dI_e}{dt}$ în înfăşurarea de excitaţie ar provoca străpungerea izolaţiei acesteia. De fapt, această tensiune este egală cu aceea la bornele întrerupătorului 2, determinată de căderea de tensiune pe arcul de întrerupere. Cu cît suflajul este mai energic cu atît şi supratensiunea este mai mare, rezultînd o scădere mai rapidă a curentului, Limitarea supratensiunii la dezexcitare se realizează prin introducerea, în momentul întreruperii în punctul 2, a unei rezistenţe de descărcare R_d, între bornele circuitului de excitaţie a generatorului sincron. Astfel curentul I_e nu se anulează brusc, închizîndu-se prin R_d. Tensiunea care rezultă la bornele inductorului este în primul moment

$$U = R_d I_e = \frac{R_d}{R}(R\, I_e) = \frac{R_d}{R}\, U_e,$$

deci cu atît mai mare, comparată cu cea normală, cu cît raportul $\frac{R_d}{R}$ este mai mare. Pe de altă parţe, constanta de timp din expresia variaţiei curentului

$$I_e = I_{e_{t=o}} \cdot e^{-\frac{t}{T}}$$

este

$$T = \frac{L}{R + R_d},$$

deci dezexcitarea rapidă se poate realiza cu o rezistenţă de descărcare mare. Valoarea maximă, care nu periclitează izolaţia este în jur de (3...4)R.

Anularea curentului I_e nu elimină fluxul remanent al circuitului magnetic al generatorului sincron. O dezexcitare foarte rapidă, cu eliminarea şi a fluxului remanent se poate realiza introducînd o rezistenţă în circuitul indusului excitatoarei (punctul 3). Atunci curentul I_e, care nu se poate micşora brusc, va trece parţial (calea α, fig. XI.6o) în circuitul de excitaţie a excitatoarei, anulînd şi schimbînd chiar sensul curentului de excitaţie a acesteia. Astfel U_e îşi schimbă sensul, accelerînd trecerea spre zero a lui I_e, care trece rapid prin zero, îşi schimbă sensul (fig. XI.61) şi anulează remanenţa. Anularea finală a lui I_e se face după cîteva oscilaţii.

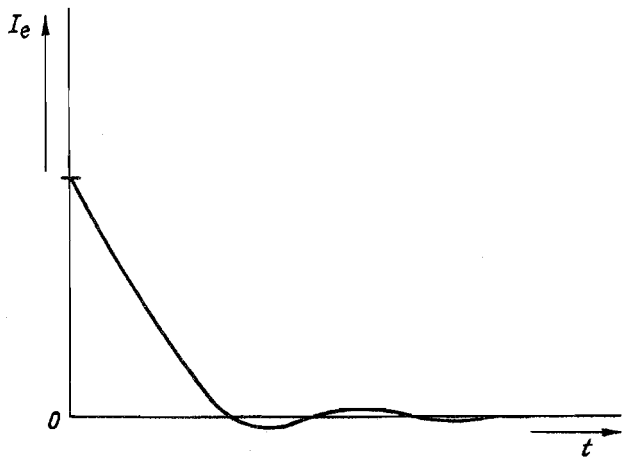


Fig.XI.61. Variaţia curentului de excitaţie la dezexcitare oscilantă.

D. PROTECTIA TRANSFORMATOARELOR

In schemele de protecţie, transformatoarele se consideră ca impedanţe longitudinale, deci elemente de reţea analoge cu tronsoanele de linii. Protecţia lor poate fi

- maximală,
- cu relee cu gaze,
- diferenţială,

ultima fiind folosită la transformatoarele de putere mijlocie şi mare.

1. <u>Protecţia maximală</u>. Considerat ca element de linie, transformatorul este protejat într-o reţea arborescentă cu relee maximale, cu temporizare în trepte, în concordanţă cu temporizarea protecţiei tronsoanelor de linie (fig. XI.62)

$$t_\mu - t_\varepsilon = t_\varepsilon - t_\delta = t_\delta - t_\gamma = t_\gamma - t_\beta = t_\beta - t_\alpha = \Delta t.$$

In cazul cînd funcţionează două transformatoare în paralel este necesar să existe întrerupătoare înspre ambele sisteme de bare (fig. XI.63), deoarece la un scurtcircuit într-unul

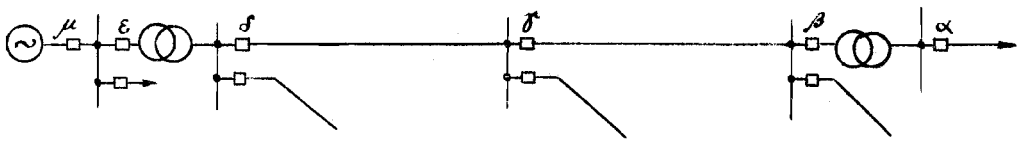


Fig. XI.62. Temporizarea protecţiei maximale a transformatoarelor.

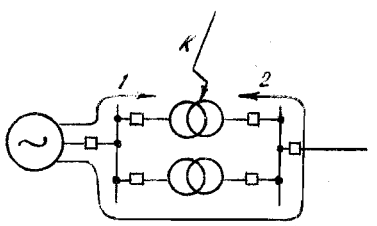


Fig. XI.63. Cazul a două transformatoare în paralel.

din transformatoare, barele secundare fiind menţinute sub tensiune de celălalt transformator, curentul de scurtcircuit va curge dinspre ambele sisteme de bare. Bineînţeles, şi în cazul unui singur transformator, dacă linia este alimentată din ambele capete, protecţia trebuie realizată bilateral, la fel ca a tronsoanelor de linie.

2. <u>Protecţia cu relee de gaze</u>. Releele de gaze, denumite şi relee Buchholz, sînt elemente de protecţie simple, ieftine şi sigure, sensibile la toate avariile interioare ale transformatorului, însoţite cu formare de gaze prin încălzirea locală sau arderea izolaţiei înfăşurării sau a uleiului.

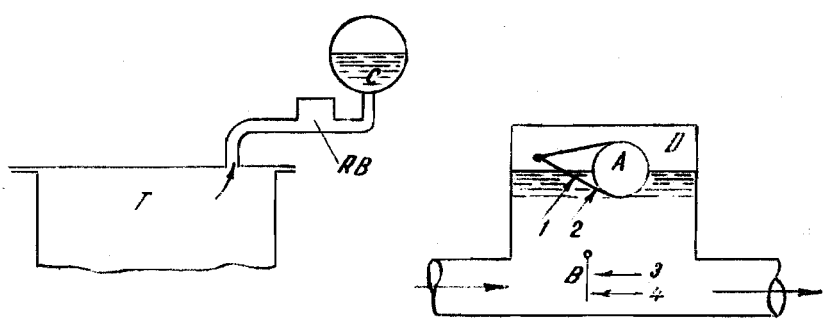


Fig. XI.64. Releul cu gaze.

Releul Buchholz RB (fig. XI.64) este un mic rezervor umplut cu ulei, situat în calea uleiului prin tubul de legătură de la cuva transformatorului (T) şi conservatorul C (rezervorul de ulei). La o avarie în stare incipientă, gazele care se

formează se ridică şi se adună în spaţiul D, apăsînd în jos nivelul uleiului din releul cu gaze. Ca urmare, plutitorul A coboară şi închide contactele 1-2, semnalizînd prezenţa unei nereguli în transformator, astfel încît personalul de supraveghere să poată lua măsuri, fără să deconecteze neapărat transformatorul. Dacă există o avarie netă, cu formare intensă de gaze, nivelul uleiului coboară şi mai mult, astfel încît un al doilea flotor să poată da comandă de declanşare. De cele mai multe ori însă nu este necesar, ca gazele să ajungă pînă la releu, ci unda de presiune care apare (avînd uneori caracter de explozie) pune în mişcare cel de-al doilea plutitor sau chiar o placă simplă B, care închide contactele 3-4 ale circuitului care comandă declanşarea. Se remarcă faptul, că protecţia este rapidă, însă nu deconectează decît dacă există o avarie netă: la o încălzire locală care adesea nu se transformă în scurtcircuit, personalul de exploatare poate eventual trece sarcina pe un alt transformator prevenind avaria.

3. Protecţia diferenţială. Protecţia cu relee de gaze nu acţionează la toate avariile cuprinse între cele două întrerupătoare care protejează transformatorul (1,2,fig.XI.63) ci numai la acelea care dezvoltă gaze în cuva transformatorului. La un scurt - circuit exterior, de exemplu la o conturnare de izolator, protecţia nu funcţionează.

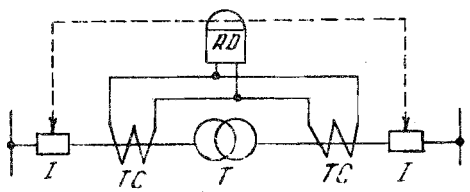


Fig. XI.65. Protecţia diferenţială la un transformator cu două înfăşurări.

Un mijloc sigur şi foarte rapid de protecţie pentru scurtcircuite la transformatoare este protecţia diferenţială. Ea se realizează asemănător ca la linii (fig. XI.65), cu observaţia, că la transformator şi în regim normal $\bar{I}_1 \neq \bar{I}_2$, datorită raportului de transformare, însă curenţii $\bar{I}'_1$, $\bar{I}'_2$, obţinuţi în secundarele transformatoarelor de curent trebuie să fie aproximativ egali, astfel încît curentul de diferenţă în regim normal să fie cît mai mic.

Raportul de transformare şi schema de conexiuni la transformatoarele de curent se alege în aşa fel, încît să se asigure

$\bar{I}_1' \cong \bar{I}_2'$, asigurînd şi rotirea fazei, în cazul cînd fazele curenţilor nu coincid, în urma rotirii la o schemă Y/Δ a transformatorului protejat.

Există totuşi o serie de dificultăţi în a asigura un curent de diferenţă mic, din care cauză protecţia diferenţială trebuie reglată la o sensibilitate mică (25...50% a curentului de circulaţie). Dificultăţile sînt următoarele:

1. Rapoartele de transformare la transformatoarele de putere rezultă din valorile tensiunilor normalizate (în trepte mari!), iar rapoartele de transformare la transformatoarele de curent rezultă din valorile curenţilor nominali normalizaţi (tot în trepte mari!). Coeficientul de schemă ($\sqrt{3}$ la o conexiune Y/Δ) poate şi el modifica raportul de transformare. Prin urmare este greu să se asigure curenţi aproximativ egali în secundar, în regimul normal de funcţionare. O corecţie se realizează cu un autotransformator cu prize, montat înaintea releului diferenţial.
2. Transformatorul de putere are adesea prize, reglabile în exploatare în limite largi, deci raportul de transformare este variabil.
3. Curenţii transformatorului de putere nu sînt într-un raport constant, datorită curentului de magnetizare (cîteva procente din curentul nominal).
4. La punerea sub tensiune a transformatorului în gol, acesta poate absorbi un curent important, comparabil cu cel nominal, timp de cîteva secunde. Fiind în gol, curentul de diferenţă este egal cu acest curent tranzitoriu de conectare. Cauza apariţiei unui curent important la conectare este apariţia unui flux aperiodic ϕa (fig. XI.66) care completează componenta periodică, staţionară a fluxului ϕ_p, la valoarea rezultantă ϕ_{rez}, egală cu zero în momentul conectării. Fluxul rezultant poate avea valoarea maximă aproape dublă decît cea a fluxului staţionar ϕp. Cum transformatorul este saturat şi la fluxul staţionar ϕp, el se saturează deosebit de puternic prin suprapunerea componentei aperiodice şi de aceea curentul de magnetizare

absorbit este un multiplu al celui normal, putînd fi chiar mai mare decît curentul nominal al transformatorului. Desensibilizarea releului diferenţială faţă de curentul de diferenţă cu o însemnată componentă continuă, care apare la conectare, se realizează fie printr-o bobină de reţinere(blocare) parcursă de curentul de circulaţie redresat (deci sensibilizată la componenta aperiodică a curentului), fie prin folosirea în schema de protecţie a unui transformator saturat, care reţine din curentul de diferenţă componenta aperiodică.

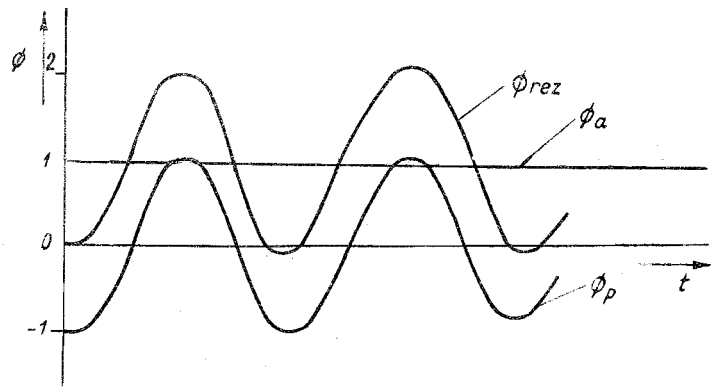


Fig. XI.66. Variaţia fluxului la conectarea transformatorului în gol.

Transformatoarele cu trei înfăşurări pot fi de asemenea protejate cu un montaj diferenţial. In figura XI.67 este reprezentată o schemă de protecţie diferenţială longitudinală a unui transformator cu trei înfăşurări, releul diferenţial fiind prevăzut cu bobine de reţinere B (de blocare) în circuitul primar, secundar, şi terţiar.

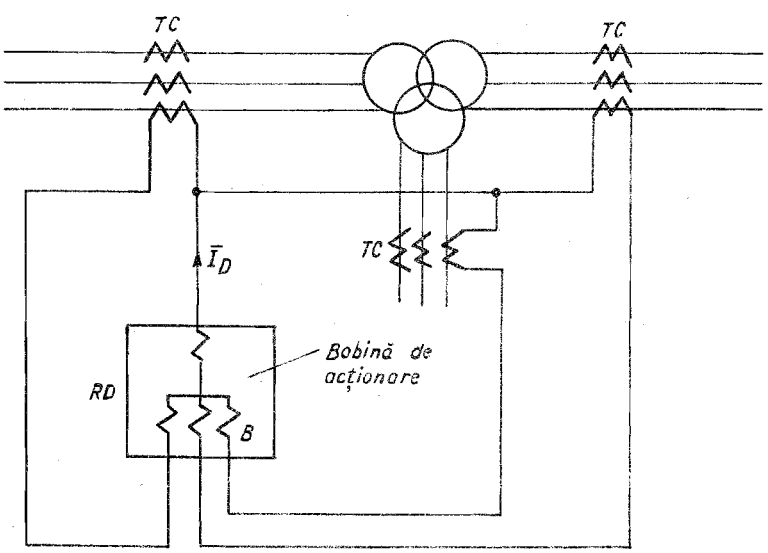


Fig. XI.67. Schema unei protecţii diferenţiale la un transformator cu trei înfăşurări.

E. PROTECȚIA BARELOR COLECTOARE

In instalații de distribuție importante se prevede deconectarea instantanee a barelor colectoare, la un scurtcircuit pe bare. Pentru aceasta declanșarea întrerupătoarelor se comandă de un releu de supracurent, alimentat de curentul de

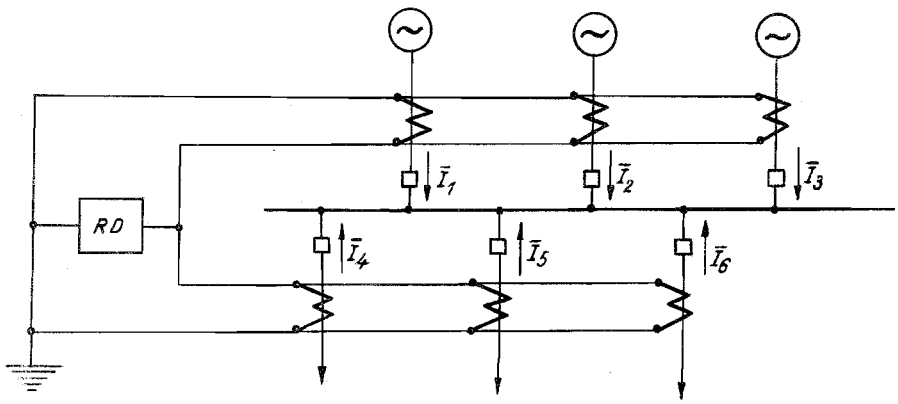


Fig. XI.68. Protecția diferențială a barelor colectoare.

diferență ($\sum \bar{I}'$) obținut prin însumarea tuturor curenților din derivațiile de pe bare (fig.XI.68). Transformatoarele de curent trebuie să aibă toate același raport de transformare. In regim normal $\sum \bar{I} = 0$, iar la avarie $\bar{I}_D = \sum \bar{I}'$ este proporțional cu curentul de scurtcircuit.

Circuitul secundar trebuie să fie pus la pământ (pentru securitatea exploatării) într-un singur punct (nu separat fiecare înfășurare secundară!).

P A R T E A A T R E I A

CENTRALE ELECTRICE

C a p i t o l u l X I I I*

PARTEA ELECTRICĂ A CENTRALELOR SI STAȚIILOR ELECTRICE

A. SCHEMELE DE CONEXIUNI ALE CENTRALELOR ȘI STAȚIILOR ELECTRICE

Schema electrică de conexiuni este reprezentarea prin semne convenționale ale elementelor instalației electrice și ale legăturilor dintre aceste elemente.

1. Clasificarea schemelor de conexiuni. In funcție de caracterul elementelor, care alcătuiesc schemele, acestea se împart în următoarele două categorii:

- schemele electrice ale circuitelor principale,
- schemele electrice ale circuitelor secundare.

Schemele electrice ale circuitelor principale conțin acele elemente ale instalației electrice care realizează producerea energiei electrice și transmiterea ei la consumatori. Astfel aceste scheme cuprind generatoarele, transformatoarele, întrerupătoarele, separatoarele, barele colectoare, reactoarele, liniile de plecare și legăturile dintre acestea.

Schemele electrice ale circuitelor secundare conțin toate acele elemente ale instalației electrice, care nu sînt parcurse de energia transmisă de la generatoare la consumatori.

---

* Redactat de ing. Heinrich Iuliu, șef de lucrări la Facultatea de electrotehnică din Timișoara.

Aceste scheme conţin aparatajul de măsură, de protecţie prin relee, de comandă, de semnalizare etc. şi legăturile dintre ele.

Trebuie remarcat, că schemele electrice ale circuitelor principale conţin uneori şi anumite elemente ale circuitelor secundare, cu scopul de a scoate în evidenţă unele proprietăţi ale circuitelor principale, pe care acestea le obţin datorită existenţei circuitelor secundare. Schemele electrice ale circuitelor secundare conţin întotdeauna şi unele elemente ale circuitelor principale, fără de care înţelegerea şi urmărirea acestor scheme nu este posibilă.

In paragraful de faţă se vor analiza schemele electrice ale circuitelor principale.

Din alt punct de vedere, schemele electrice de conexiuni se pot clasifica după cum urmează:

- scheme electrice monofilare,
- scheme electrice trifilare,
- scheme electrice de montaj.

Schemele electrice monofilare reprezintă elementele şi legăturile corespunzătoare numai a unei singure faze. Ele au marele avantaj, că sînt simple şi foarte intuitive, permiţînd urmărirea uşoară a schemei. Pot fi folosite atunci, cînd elementele şi legăturile dintre elemente pe cele trei faze sînt identice. Cum circuitele principale prezintă practic totdeauna simetrie pe cele trei faze, rezultă că la reprezentarea lor se pretează schemele electrice monofilare. Dacă instalaţia trifazată are şi conductor neutru, acesta din urmă se reprezintă pe schema monofilară prin linie punctată.

Schemele electrice trifilare reprezintă elementele şi legăturile corespunzătoare tuturor celor trei faze şi ale conductorului neutru. De obicei, schemele trifilare se întocmesc numai pentru porţiuni de instalaţie şi nu pentru întreaga instalaţie. Ele servesc la scoaterea în evidenţă a unor particularităţi de detaliu, în special la indicarea unor nesimetrii în raport cu cele trei faze.

Schema din figura XII.1 este o schemă electrică trifilară care scoate în evidenţă montarea a două transformatoare de curent în stea incompletă, în vederea măsurării curenţilor pe cele trei faze. Se constată că prin folosirea schemei trifilare se uşurează indicarea asimetriei schemei în raport cu cele trei faze.

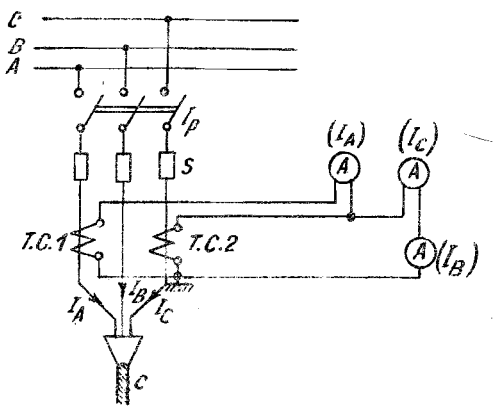


Fig. XII.1. Schema electrică trifilară.

Schemele electrice de montaj cuprind elementele instalaţiei în perfectă concordanţă cu amplasarea lor teritorială din realitate. Ele se execută trifilare. Schemele electrice de montaj sînt utilizate atît la construcţia instalaţiilor cît şi la exploatarea lor.

2. Condiţiile impuse la alegerea schemelor de conexiuni. Calităţile de exploatare ale sistemului electric sînt influenţate în mare măsură de schema electrică de conexiuni ale centralelor, staţiilor şi reţelelor electrice. Astfel, alegerea schemelor electrice de conexiuni, la proiectarea sistemului electric, obţine importanţă deosebită.

Schemele electrice de conexiuni ale centralelor şi staţiilor electrice trebuie să satisfacă următoarele condiţii:

- siguranţă în funcţionare a instalaţiei,
- elasticitatea în funcţionare a instalaţiei,
- uşurinţa exploatării,
- realizarea şi exploatarea instalaţiei în condiţii economice optime.

Siguranţa în funcţionare a instalaţiei se judecă în funcţie de continuitatea în alimentare a consumatorilor. In această privinţă, consumatorii ridică pretenţii diferite şi în funcţie de aceste pretenţii ei se clasifică, după cum se ştie, în trei categorii. Siguranţa în funcţionare se măreşte prin aplicarea unor măsuri tehnice. Astfel, prin divizarea instalaţiei în mai multe sectoare se poate asigura, ca la avarierea unui sector, celelalte sectoare rămase în funcţiune, să asigure alimentarea tuturor consumatorilor. De asemenea, prin crearea de

rezerve în unele părţi ale instalaţiei, la avarierea elementului de serviciu, elementele de rezervă asigură continuitatea livrării energiei electrice. In general, mărirea siguranţei în funcţionare, de obicei este legată de folosirea unui aparataj mai complex. Trebuie ţinut cont însă de faptul că aparatele constituie punctele slabe ale sistemului electric; astfel o mărire exagerată a numărului de aparate poate avea chiar consecinţe negative asupra siguranţei în funcţionare a instalaţiei.

Elasticitatea în funcţionare a schemei înseamnă că schema permite realizarea unui număr mare de regimuri de funcţionare, iar trecerea de la un regim la altul se realizează printr-un număr redus de manevre simple. De asemenea, elasticitatea în funcţionare a schemei pretinde ca repararea diferitelor elemente ale instalaţiei să poată avea loc, fără ca funcţionarea în ansamblu a schemei să fie perturbată. Astfel se remarcă, că folosirea separatoarelor măreşte elasticitatea schemei, deoarece ele permit izolarea unor porţiuni ale instalaţiei, cînd restul se află sub tensiune.

Se poate constata că mărirea elasticităţii schemei în majoritatea cazurilor duce şi la mărirea siguranţei în funcţionare a acesteia, deoarece mărirea numărului regimurilor posibile de funcţionare ale schemei duce la asigurarea alimentării consumatorilor în diverse situaţii de avarie.

Uşurinţa exploatării cere ca schema să nu fie nici prea simplă, nici prea complexă, deoarece în ambele cazuri personalul de manevră poate greşi la efectuarea manevrelor şi poate provoca astfel avarii. De asemenea, uşurinţa exploatării cere ca să existe posibilitatea efectuării manevrelor printr-un număr mic de operaţii.

Considerentele economice sînt acelea, care adăugîndu-se la condiţiile sus-amintite, determină în mod univoc alegerea schemei de conexiuni. Aceste considerente impun ca schema aleasă să ducă la cheltuieli anuale minime, cu respectarea siguranţei în funcţionare, a elasticităţii şi a uşurinţei în exploatare.

Cheltuielile anuale se compun din cheltuielile legate de fondurile fixe şi din cheltuielile curente de exploatare. La

cheltuielile curente de exploatare trebuie să se ţină cont nu numai de cheltuielile ce apar la unităţile producătoare de energie electrică, ci şi de cele ce apar la consumatori şi care sînt legate de modul de livrare a energiei electrice. Astfel, simplificarea unei scheme duce la micşorarea investiţiilor cu ocazia construirii instalaţiilor, corespunzător duce la micşorarea cheltuielilor anuale legate de fondurile fixe ; pe de altă parte o schemă mai simplă poate duce la întreruperi mai frecvente în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor. Astfel, cheltuielile curente de exploatare cresc, deoarece în ele, pe lîngă cheltuielile ce apar la unităţile producătoare de energie electrică, trebuie să se înglobeze şi pagubele ce apar la consumator, din cauza stagnării activităţii, ca urmare a întreruperilor în alimentarea cu energie electrică.

Considerentele economice amintite sînt decisive, în special în cazul schemelor, ce alimentează consumatori de categoria a II-a. In cazul consumatorilor de categoria I, cerinţa de a realiza o alimentare absolut continuă impune caracterul schemei. In cazul consumatorilor de categoria a II-a, întreruperile nu trebuie complet eliminate şi astfel alegerea raţională a schemei se poate efectua numai pe baza considerentelor economice sus-amintite.

3. Schemele de conexiuni ale centralelor electrice. Producerea energiei electrice în cazul agregatelor cu puteri pînă la 100 MW se face de cele mai multe ori la tensiunea de 6-10 kV, care reprezintă deci tensiunea la bornele generatoarelor. Dacă centrala se găseşte în apropierea consumatorilor, ea va debita energia la această tensiune. Acesta însă nu poate fi decît cazul unor centrale mici, de importanţă locală. Existenţa consumatorilor îndepărtaţi, de asemenea şi interconectarea centralei cu sistemul electric pretinde plasarea în imediata apropiere a centralei a unor transformatoare ridicătoare de tensiune, energia fiind debitată către sistem şi către consumatorii îndepărtaţi la tensiunea înaltă. Insă şi în acest caz, consumatorii apropiaţi se alimentează de la barele de 6-10 kV. Dacă consumatori apropiaţi nu există, centrala va

debita toată energia la tensiunea înaltă. E cazul, în special a hidrocentralelor.

In cazul agregatelor cu puteri peste 100 MW, producerea energiei electrice se face, de cele mai multe ori, la tensiunea de 10-20 kV, domeniul tensiunilor de borne ale generatoarelor sincrone fiind astfel de 6-20 kV. Generatoarele cu puteri peste 100 MW debitează însă întotdeauna întreaga energie la tensiune înaltă, fără să debiteze energie şi la tebsiunea generatoarelor.

a. Schemele de conexiuni ale centralelor, care debitează energia la tensiunea generatoarelor. Figura XII.2, a,b,c şi d reprezintă principalele tipuri de scheme ale centralelor, care debitează energia la tensiunea generatoarelor.

Racordarea circuitelor, şi anume a generatoarelor şi a liniilor de plecare, la barele colectoare, se face cu ajutorul întrerupătoarelor şi separatoarelor. Intrerupătoarele servesc la cuplarea şi decuplarea circuitelor sub sarcină sau în regim de scurtcircuit. Separatoarele neavînd dispozitiv de stingere a arcului electric nu pot fi manevrate sub sarcină. Ele servesc la izolarea în mod vizibil a unei părţi a instalaţiei faţă de restul aflat sub tensiune în vederea efectuării reviziilor şi reparaţiilor diferitelor părţi ale instalaţiei.

Intrerupătoarele I_{G1} şi I_{G2} servesc la conectarea şi deconectarea generatoarelor la barele colectoare, iar separatoarele de bare S_{BG1} şi S_{BG2} servesc la izolarea acestor întrerupătoare faţă de barele colectoare aflate sub tensiune. Această izolare este necesară la efectuarea reparaţiilor şi reviziilor întrerupătoarelor, care nu se efectuează concomitent la cele două întrerupătoare, ci succesiv, barele fiind menţinute în permanenţă sub tensiune, de la unul din cele două generatoare. Deoarece la revizia întrerupătoarelor din circuitul generatorului, menţinerea în funcţiune a generatorului respectiv nu are sens, izolarea întrerupătorului faţă de generator nu este necesară - motiv pentru care între generator şi întrerupător nu apare separator.

Liniile de plecare sînt racordate la barele colectoare prin întrerupătoarele I_L, separatoarele de bare S_B şi separatoarele de linii S_L. Separatoarele de bare S_B permit izolarea

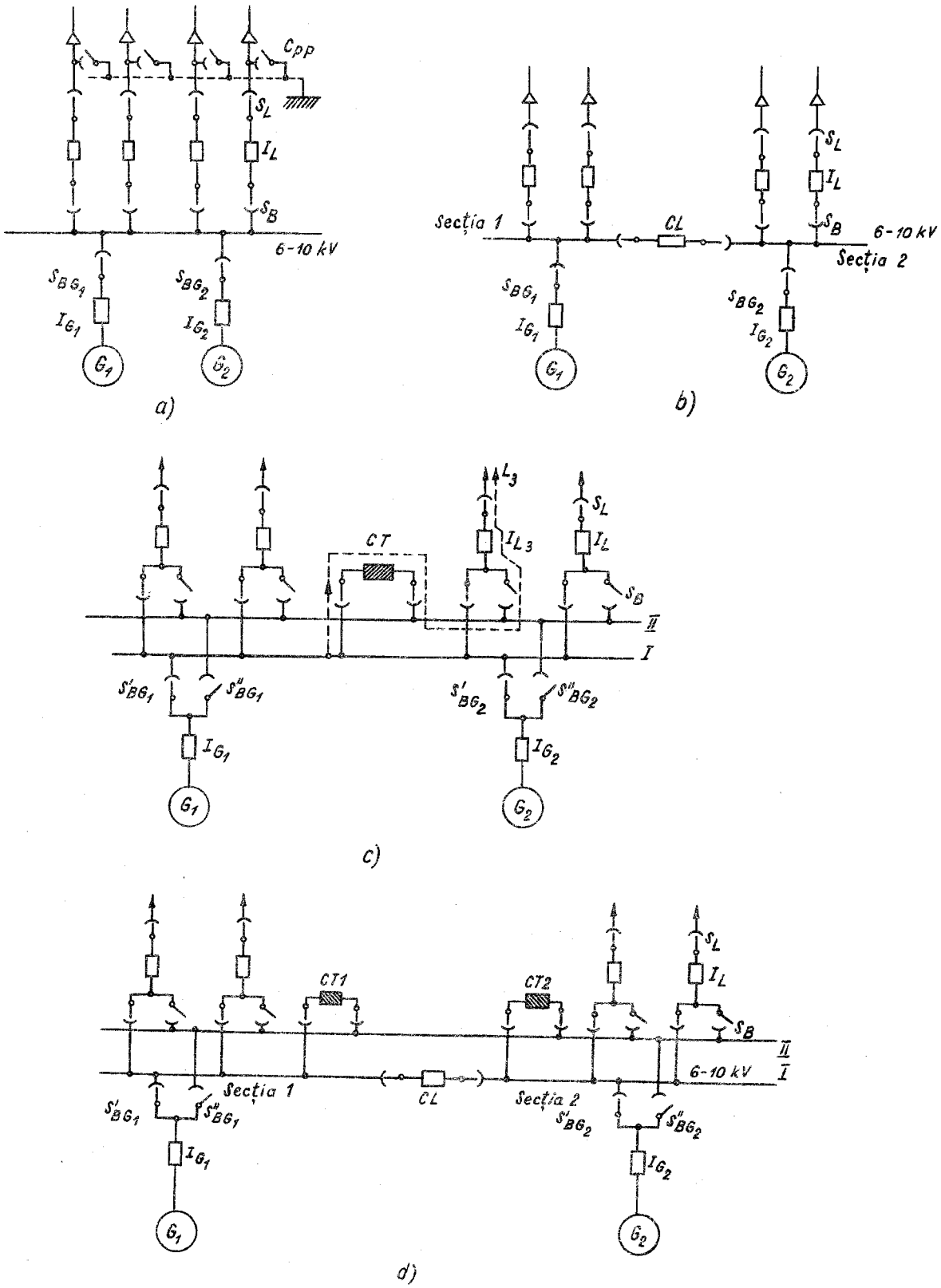


Fig. XII.2. Schemele de conexiuni ale centralelor, care debitează energia la tensiunea generatoarelor. a) schemă cu un singur sistem de bare colectoare nesecționate; b) schemă cu un singur sistem de bare colectoare secționate; c) schemă cu dublu sistem de bare colectoare nesecționate; d) schemă cu dublu sistem de bare colectoare secționate.

întrerupătoarelor față de barele colectoare, iar separatoarele de linie S_L servesc la izolarea întrerupătoarelor față de linii, în cazul cînd există posibilitatea ca linia să ajungă sub tensiune din altă parte. Dacă această posibilitate e exclusă se poate renunța la separatoarele de linie. Separatoarele de linie dispun uneori de cuțite de punere la pămînt C_{pp} (indicate în fig. XII.2,a), care leagă linia deconectată la pămînt, evitînd astfel posibilitatea ajungerii sub tensiune a liniei deconectate. Separatorul este astfel conceput, încît închiderea cuțitelor de punere la pămînt e posibilă numai dacă cuțitele principale sînt deschise și reciproc, închiderea cuțitelor principale e posibilă numai după deschiderea cuțitelor de punere la pămînt.

Schema din figura XII.2,a e o schemă simplă, cu un singur sistem de bare colectoare. Schema se poate realiza cu investiții relativ reduse, în schimb prezintă o serie de dezavantaje. Astfel, avariile la barele colectoare sau la separatoarele de bare, respectiv reviziile acestora, au ca urmare scoaterea din funcțiune a întregii centrale, ceea ce înseamnă întreruperea alimentării tuturor consumatorilor. Rezultă siguranță în funcționarea redusă a schemei, ceea ce impune limitarea folosirii ei numai la centralele mici, de interes local, în special la cele cu un singur generator.

Eliminarea parțială a dezavantajelor arătate se obține prin secționarea barelor colectoare, corespunzător schemei din figura XII.2,b. Secționarea barelor colectoare se realizează prin intermediul întrerupătorului de cuplă longitudinală CL, care permite atît mersul în paralel cît și mersul separat al celor două generatoare. Avariile la barele colectoare și la separatoarele de bare, respectiv revizia acestora, provoacă ieșirea din funcțiune numai a jumătății centralei. Deschiderea cuplei longitudinale permite separarea secției avariate de cea sănătoasă.

In cazul schemelor cu un singur sistem de bare fie secționate, fie nesecționate, ieșirea din funcțiune a barelor cauzează nealimentarea circuitelor racordate la barele, respectiv secția de bare corespunzătoare, pînă la restabilirea

funcţionării barelor, adică pe tot timpul efectuării reparaţiilor sau a reviziilor. Acest neajuns se elimină prin aplicarea unui sistem de bare de rezervă, ceea ce duce la schemele cu două sisteme de bare colectoare. O asemenea schemă e reprezentată în figura XII.2,c.

In mod normal circuitele sînt racordate la barele de lucru I, barele II avînd rolul de rezervă.

Schemele cu două sisteme de bare colectoare sînt prevăzute cu întrerupătoare de cuplă transversală, normal deschise (ceea ce s-a indicat în figură prin haşurarea simbolului întrerupătorului). Rolul cuplei transversale e trecerea circuitelor de pe un sistem de bare pe celălalt sistem de bare. Trecerea circuitelor de exemplu, de pe sistemul I de bare pe sistemul al II-lea de bare, se face în felul următor: se închide cupla transversală, astfel sistemul al II-lea de bare se pune sub tensiune. Se închid separatoarele de bare, începînd cu separatoarele generatoarelor, aparţinînd sistemului al II-lea de bare. In continuare se deschid separatoarele de bare aparţinînd sistemului I de bare, după care se deschide cupla transversală.

Există instalaţii, în special cele vechi, la care întrerupătorul de cuplă transversală lipseşte. In acest caz, trecerea circuitelor de pe un sistem de bare pe celălalt se efectuează cu ajutorul separatoarelor. Acest sistem prezintă însă două dezavantaje importante, şi anume:

1. Punerea sub tensiune a sistemului de bare, care se conectează, are loc prin închiderea primului separator, aparţinînd acestui sistem de bare. Acest separator conectează deci curentul capacitiv al sistemului respectiv de bare. De asemenea, deschiderea ultimului separator, aparţinînd sistemului de bare, care se deconectează, întrerupe curentul capacitiv al acestui sistem de bare. Rezultă că închiderea primului separator şi deschiderea ultimului separator are loc sub sarcină, şi anume sub sarcina determinată de capacităţile dintre bare şi pămînt, respectiv dintre bare.

Dacă curenţii capacitivi corespunzători sînt mici, manevrele indicate pot avea loc.

2. In cazul existenţei cuplei transversale, dacă la punerea sub tebsiune a barelor de rezervă (prin închiderea cuplei) pe sistemul barelor de rezervă există un scurtcircuit, cupla transversală fiind prevăzută cu protecţie prin relee, ea deconectează automat şi astfel nu se produce nici o perturbare în alimentarea consumatorilor. Dacă însă punerea sub tensiune a barelor de rezervă se face cu ajutorul unui separator, în cazul existenţei unui scurtcircuit pe barele de rezervă, întreaga centrală e scoasă din funcţiune.

Schema cu două sisteme de bare colectoare prezintă elasticitate în funcţionare ridicată, permiţînd efectuarea unor manevre şi realizarea unor regimuri de funcţionare, care la schema cu un singur sistem de bare colectoare nu sînt posibile. Astfel:

a) Repararea barelor colectoare. Oricare din cele două sisteme de bare colectoare poate fi reparat, fără ca acest lucru să se resimtă la consumatori, prin trecerea circuitelor pe celălalt sistem de bare. Barele în reparaţie pot fi izolate prin separatoarele de bare.

b) Funcţionarea izolată a unui generator pe al doilea sistem de bare. Un asemenea regim e uşor de realizat, dacă se impune în vederea efectuării unor încercări, sau dacă se impune alimentarea separată a unor consumatori de la un anumit generator independent de restul centralei.

c) Repararea separatoarelor de bare. Repararea unui separator de bare e posibilă prin izolarea barelor, cărora le aparţine separatorul respectiv, adică prin trecerea tuturor circuitelor pe celălalt sistem de bare. Dacă separatorul de bare în cauză aparţine unei linii, urmează ca linia să fie deconectată, - dacă aparţine circuitului unui generator, urmează să fie deconectat generatorul.

d) Inlocuirea oricărui întrerupător de linie prin întreruptorul de cuplă transversală. Să presupunem că trebuie repa - rat întrerupătorul de linie I_{L3} a liniei L_3. In vederea demontării acestui întrerupător se efectuează următoarele manevre: se deschide întrerupătorul I_{L3}, apoi cele două separatoare care aparţin circuitului liniei L_3. Intrerupătorul I_{L3} se

poate demonta. In vederea restabilirii alimentării liniei L_3 se execută următoarele operaţii: în locul întrerupătorului I_{L3} se plasează bare directe de legătură; se închide separatorul de linie, apoi separatorul de bare către barele de rezervă; prin închiderea cuplei transversale se restabileşte alimentarea liniei L_3 pe calea indicată prin linia punctată. Se constată că rolul întrerupătorului de linie îl are cupla transversală.

Dacă vreun întrerupător de linie se defectează (de exemplu se sudează contactele), deconectarea liniei se poate realiza cu ajutorul cuplei transversale. In acest sens, folosind barele de rezervă, se asigură alimentarea liniei prin cupla transversală, linia devenind izolată faţă de barele de serviciu. Astfel, cupla transversală va fi legată în serie cu întrerupătorul defect şi deci deschiderea cuplei transversale va produce deconectarea liniei.

Comparînd schema cu două sisteme de bare colectoare cu schemele cu un singur sistem de bare colectoare se pot face următoarele constatări: la schema cu un singur sistem de bare colectoare avarierea barelor scoate din funcţiune centrala, total sau parţial, pînă la remedierea avariei. In cazul schemei cu sistem dublu de bare colectoare, avarierea barelor de serviciu provoacă întreruperea alimentării consumatorilor numai pe o perioadă scurtă, necesară efectuării manevrelor de trecerea circuitelor pe barele de rezervă.

Cu scopul de a evita întreruperea (de scurtă durată) alimentării tuturor consumatorilor la avarierea barelor de serviciu, se aplică secţionarea acestora prin cuplă longitudinală (fig. XII.2,d). In acest caz barele de rezervă (barele II) formarea rezervă separată pentru fiecare secţie aparte, fiecare secţie dispunînd de cuplă transversală aparte.

Prezenţa cuplelor transversale la fiecare secţie permite ca la izolarea unei secţii şi înlocuirea acesteia cu barele de rezerva, să se menţină funcţionarea în paralel a celor două generatoare. Astfel de exemplu, la izolarea secţiei 1 de bare (realizată prin trecerea circuitelor de pe secţia 1 de bare pe barele de rezervă şi deschiderea întrerupătoarelor de cuplă

longitudinală C.L. şi de cuplă transversală CT_1), cupla transversală CT_2 permite legarea secţiei 2 de bare cu barele de rezervă şi astfel menţinerea în funcţionarea în paralel a celor două generatoare. Trebuie remarcat faptul că manevrele prin care se izolează o secţie de bare, trebuie astfel executate încît funcţionarea sincronă a celor două generatoare să nu se întrerupă nici temporar, în perioada efectuării manevrelor.

Aparatajul schemelor prezentate se alege şi în funcţie de curenţii de scurtcircuit din locurile corespunzătoare. Micşorarea curenţilor de scurtcircuit duce la reducerea dimensiunilor aparatajului şi astfel la ieftinirea acestuia. Rolul reactoarelor este tocmai limitarea curenţilor de scurtcircuit. In cazul centralelor de putere mare interconectate cu sistemul electric, aplicarea reactoarelor poate deveni inevitabilă datorită faptului că curenţii de scurtcircuit pot depăşi valorile pentru care se mai construieşte aparataj. In afară de limitarea curenţilor de scurtcircuit, reactoarele prezintă importanţă şi sub aspectul asigurării unei tensiuni remanente la barele centralei în timpul scurtcircuitului.

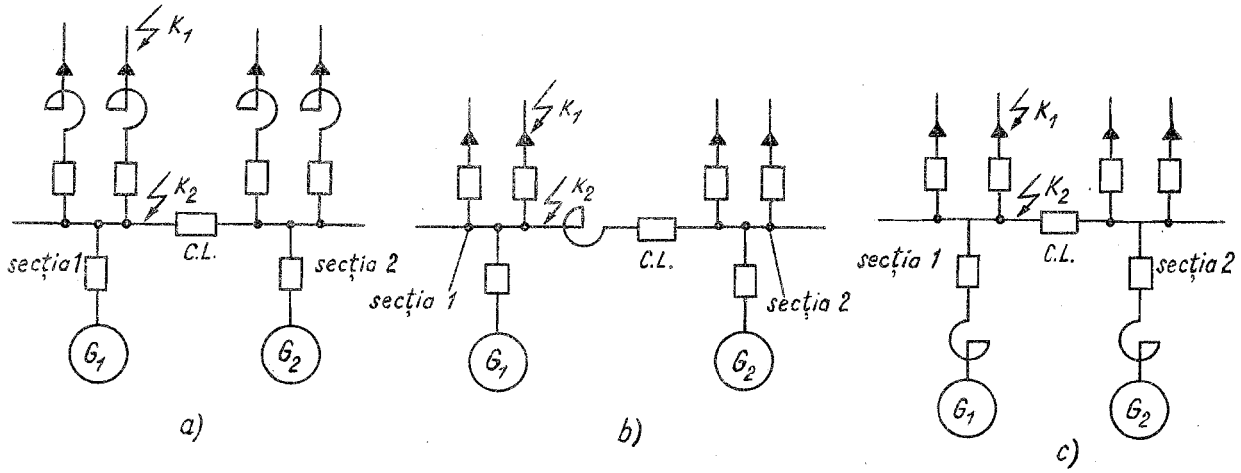


Fig. XII.3.
Tipuri de conectare a reactoarelor.

Schemele din figura XII.3 indică modurile posibile de aplicare a reactoarelor.

Figura XII.3,a indică aplicarea reactoarelor pe liniile de plecare. Asemenea reactoare poartă denumirea de reactoare de linie. Reactoarele de linie se aplică numai pe plecările în cablu, deoarece în cazul liniilor aeriene, o porţiune de

linie de cîţiva kilometri prezintă o reactanţă de valoarea reactanţei reactorului.

Reactoarele de linie limitează curenţii de scurtcircuit, dacă scurtcircuitul se produce pe linie (punctul k_1, figura XII.3,a). Ele nu manifestă nici un efect, dacă scurtcircuitul se produce între reactoare şi generatoare, de exemplu, pe bare (punctul k_2). Astfel, reactoarele de linie provoacă ieftinirea aparatajului liniilor de plecare, fără să aibă influenţă asupra aparatajului circuitelor generatoarelor, asupra barelor şi asupra cuplei longitudinale.

Reactoarele de linie sînt străbătute de curenţi de sarcină, ceea ce înseamnă că ele cauzează pierderi de tensiune şi de putere şi în regim normal de funcţionare.

Figura XII.3,b redă modul de aplicare a reactoarelor pe barele centralei. Aceste reactoare poartă denumirea de reactoare de bare sau de secţie. In regim normal de funcţionare se caută ca secţiile să fie echilibrat încărcate, astfel încît prin reactoare să apară transfer de putere neînsemnat. Astfel şi pierderile de putere corespunzătoare devin neglijabile, iar tensiunile secţiilor sînt practic egale. Reactorul de bare limitează curenţii de scurtcircuit, indiferent de locul scurtcircuitului, însă nu limitează acea parte a curentului de scurtcircuit, ce provine de la generatorul secţiei, pe care s-a produs scurtcircuitul.

Figura XII.3,c indică aplicarea reactoarelor în circuitele generatoarelor. Această soluţie duce la limitarea curenţilor de scurtcircuit în toate cazurile posibile. Totuşi ea nu se utilizează, deoarece prezintă următoarele dezavantaje:

- prin reactoare trece toată puterea debitată de generatoare, ceea ce conduce la însemnate pierderi de putere,
- însăşi structura schemei împiedică dezvoltarea ulterioară a centralei. La o extindere ulterioară a centralei prin adăugarea de noi grupuri, curentul de scurtcircuit creşte aproape proporţional cu puterea instalată, ceea ce necesită reconstruirea părţii existente a centralei, schimbarea aparatajului existent. Spre deosebire de această situaţie, în cazul aplicării reactoarelor de secţie (fig. XII.3,b), la adăugarea noilor grupuri, curentul de scurtcircuit dintr-un anumit punct

Reactoare Cas 1666/1964

al schemei creşte într-o măsură redusă, iar la un număr mare de secţii creşte neînsemnat, deoarece unele generatoare debitează spre locul de scurtcircuit peste 2,3,4 etc. reactoare în serie.

In caz că aplicarea reactoarelor de secţie nu limitează în măsură suficientă curentul de scurtcircuit, iar aplicarea numai a reactoarelor de linie determină aparataj prea voluminos la generatoare şi bare colectoare, se recurge la aplicarea concomitentă şi a reactoarelor de linie şi a reactoarelor de secţie.

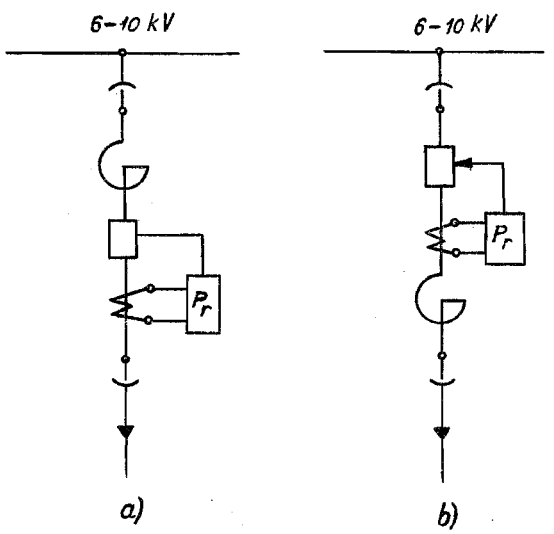


Fig. XII.4.
Legarea reactoarelor de linie.

In privinţa posibilităţilor de legare a reactoarelor de linie şi de secţie, se pot preciza următoarele:

Legarea reactoarelor de linie se poate executa în cele două moduri indicate în figura XII.4. In cazul figurii XII.4,a, reactorul este plasat între barele colectoare şi întrerupător. Avantajul acestei scheme constă în faptul, că întrerupătorul întrerupe întotdeauna curent de scurtcircuit limitat de reactor. Dezavantajul schemei este că după deschiderea întrerupătorului reactorul rămîne legat la bare şi deconectarea lui se poate efectua numai cu ajutorul separatorului. Dacă reactorul prezintă vreo defecţiune, această manevră devine periculoasă.

In cazul figurii XII.4,b, reactorul este plasat între întrerupător şi linie. Acest mod de plasare a reactorului prezintă dezavantajul că întrerupătorul întrerupe curenţi de scurtcircuit limitaţi de reactor, numai dacă locul scurtcircuitului se află dincolo de reactor, spre linie. Dacă scurtcircuitul se produce în reactor sau între reactor şi întrerupător, întrerupătorul va fi străbătut de curent de scurtcircuit, care nu e limitat de reactor. Schema din figura XII.4,b elimină însă dezavantajul schemei anterioare, întrucît la deschi-

derea întrerupătorului se deconectează tot aparatajul liniei de plecare, inclusiv reactorul.

Deoarece defecţiunile în reactor, sau de-a lungul legăturii scurte dintre reactor şi întrerupător sînt foarte rare, în practică se preferă schema din figura XII.4,b. Intrerupătorul se alege în aşa fel încît să întrerupă în condiţii bune curenţii limitaţi de reactor. Protecţia este în aşa fel organizată, încît la un scurtcircuit în reactor sau între reactor şi întrerupător, întrerupătorul de linie nu declanşează, ci acţionează protecţia barelor colectoare, deconectînd generatoarele.

Legarea reactoarelor de secţie poate avea loc în trei moduri principale:

- în sistem liniar de bare colectoare,
- în sistem buclă a barelor colectoare,
- în schemă în stea.

Figura XII.5 scoate în evidenţă cele trei posibilităţi de legare a reactoarelor de secţie.

In continuare se vor analiza comparativ unele proprietăţi ale celor trei scheme indicate.

a. In cazul schemei din figura XII.5,a o avarie pe secţia 1 provoacă declanşarea întrerupătorului generatorului G_1, iar protecţia e astfel organizată, încît comandă concomitent şi declanşarea cuplei longitudinale CL_{1-2}, separînd astfel secţia avariată faţă de restul centralei. In cazul avariei pe secţia a 3-a, cupla longitudinală CL_{2-3} va asigura izolarea secţiei avariate. In ambele cazuri, celelalte două generatoare rămase în funcţiune merg mai departe în paralel. Dacă avaria se produce pe secţia a 2-a, declanşează ambele cuple longitudinale. Astfel se desface legătura dintre cele două generatoare rămase în funcţiune, ele funcţionînd mai departe izolat, ceea ce reprezintă un dezavantaj al schemei.

In cazul schemei din figura XII.5,b, indiferent pe care secţie se produce avaria, întotdeauna declanşează două cuple longitudinale, izolînd secţia avariată, iar legătura în paralel se menţine întotdeauna între secţiile rămase în funcţiune. Acest considerent scoate în evidenţă un avantaj al schemei în buclă.

In cazul schemei din figura XII.5,c la o avarie pe una din secţii, declanşează întrerupătorul care leagă secţia cu bara de egalizare BE, - mersul în paralel între generatoarele secţiilor sănătoase menţinîndu-se.

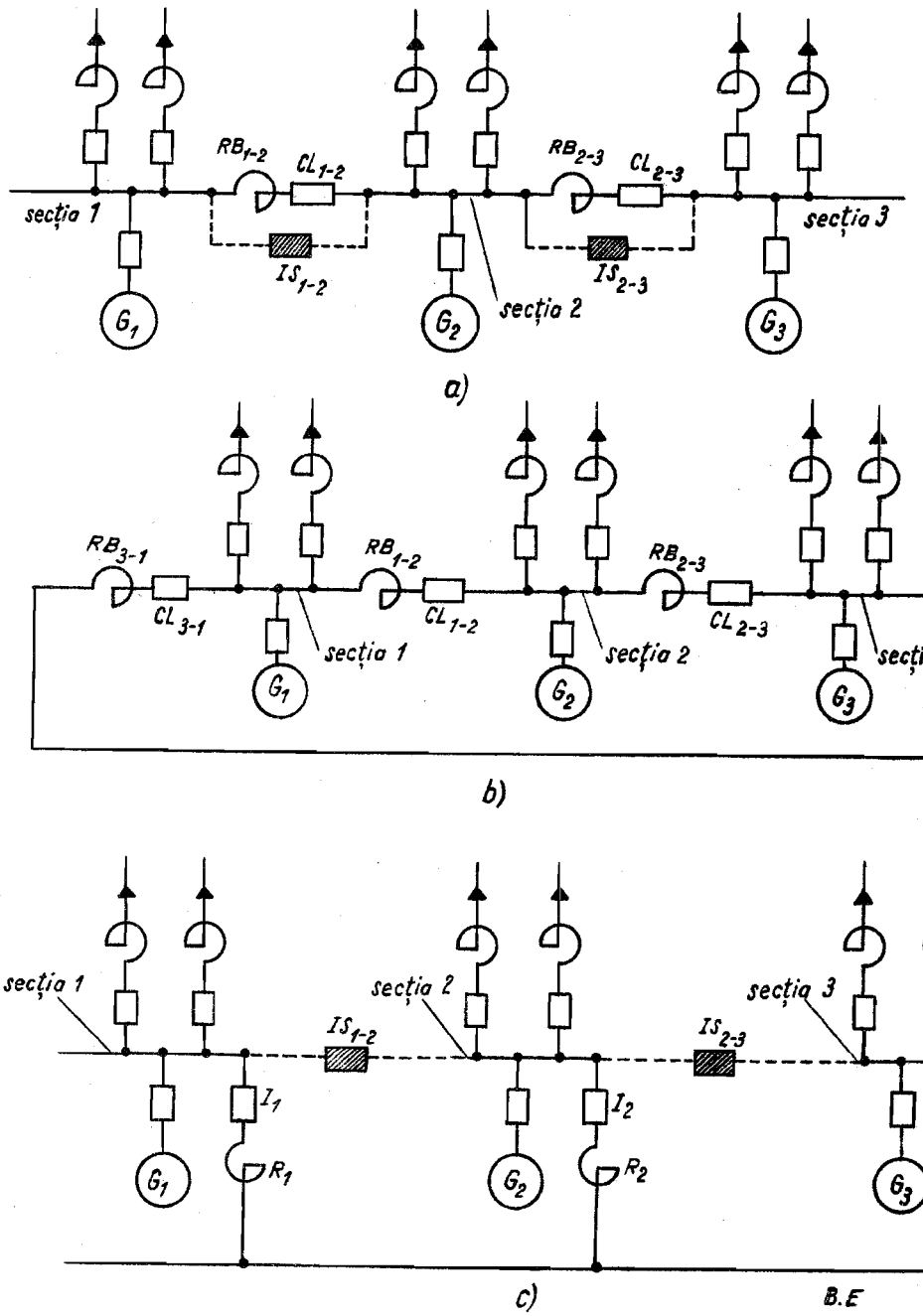


Fig.XII.5. Legarea reactoarelor de secţie pentru un singur sistem de bare colectoare.

b. In privinţa curenţilor de scurtcircuit se pot face următoarele consideraţii comparative: la schema din figura XII. 5,a, curentul de scurtcircuit va fi mai mare, dacă scurtcircu-

itul se produce pe secţia din mijloc, decît dacă el se produce pe una din secţiile extreme. La schema din figura XII.5,b, curentul de scurtcircuit are aceeaşi valoare, indiferent pe ce secţie se produce scurtcircuitul şi corespunde valorii curentului de scurtcircuit de pe secţia din mijloc de la schema din figura XII.5,a. La schema din figura XII.5,c, curentul de scurtcircuit are de asemenea aceeaşi valoare, indiferent de secţia pe care se produce scurtcircuitul, iar comparativ cu curentul de scurtcircuit ce are loc la schemele din figura XII. 5,a şi b, e mai mic, presupunînd aceleaşi reactoare. Dacă scurtcircuitul se produce pe bara de egalizare, curentul de scurtcircuit poate atinge valori foarte mari, alegerea aparatajului însă nu depinde de acest curent de scurtcircuit, deoarece nici un aparat nu este străbătut de curentul total de scurtcircuit, care apare numai la barele de egalizare. In cazul scurtcircuitului pe bara de egalizare, declanşează toate întrerupătoarele de legătură dintre secţii şi bara de egalizare, separînd astfel generatoarele între ele.

c. Un punct de vedere important la compararea celor trei scheme este comportarea lor la deconectarea unui generator.In cazul schemei din figura XII.5,a, deconectarea generatorului G_1 face ca consumatorii secţiei 1 să fie alimentaţi de la generatoarele G_2 şi G_3. Toată puterea secţiei 1 trece prin reactorul RB_{1-2}, iar o parte a acestei puteri trece şi prin reactorul RB_{2-3}. De aici rezultă că tensiunea la barele secţiei 2 va fi mai scăzută decît la barele secţiei 3, iar tensiunea barelor secţiei 1 va fi şi mai scăzută. In consecinţă, consumatorii diferitelor secţii se vor alimenta la diferite tensiuni. Pentru egalizarea tensiunii secţiilor se utilizează întreruptoarele de şuntare IS, normal deschise. Se constată simplu că în cazul considerat nu se poate închide, decît întrerupătorul IS_{1-2}, deoarece închiderea şi a lui IS_{2-3} ar duce la curenţi de scurtcircuit inadmisibil de mari în cazul unui eventual scurtcircuit la bare. In consecinţă se realizează egalizarea tensiunilor secţiilor 1 şi 2 fără să fie posibilă egalizarea acestor tensiuni şi cu tensiunea barelor secţiei 3.

In cazul schemei din figura XII.5,b la deconectarea unui generator, secţia respectivă se va alimenta de la generatoarele vecine, din două părţi. Rezultă deci o inegalitate a tensiunilor secţiilor mult mai mică, ceea ce prezintă un alt avantaj al schemei în buclă faţă de sistemul liniar de bare colectoare.

In cazul schemei din figura XII.5,c la deconectarea unui generator, secţia corespunzătoare se alimentează de la celelalte generatoare. Se observă că puterea trece prin reactoarele care leagă generatoarele rămase în funcţiune cu bara de egalizare, în serie cu reactorul secţiei deconectate. Căderea de tensiune ce rezultă e foarte mare. Pentru a o micşora, secţia cu generatorul deconectat se leagă direct cu secţia vecină prin întrerupătorul corespunzător de şuntare.

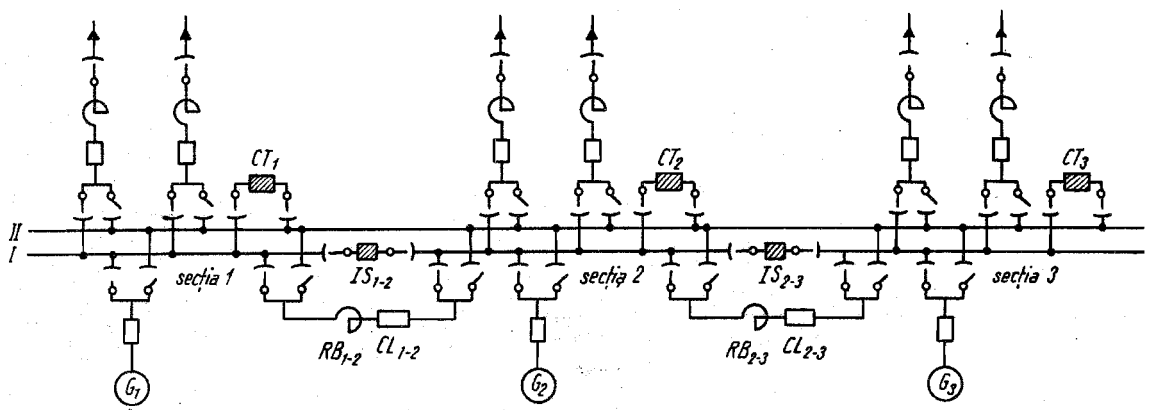


Fig.XII.6. Legarea reactoarelor de secţie pentru o schemă cu două sisteme de bare colectoare.

Schemele din figura XII.5 indică aplicarea reactoarelor de secţie în cazul existenţei unui singur sistem de bare colectoare. Figura XII.6 arată modul de aplicare a reactoarelor de secţie în cazul unei scheme cu două sisteme de bare colectoare. Se menţionează că schema din figura XII.6 reprezintă un sistem liniar de bare colectoare.

Conform figurii, secţiile sînt legate în paralel între ele prin reactoarele de bare RB_{i-k}. Intrerupătoarele de şuntare IS_{i-k}, care servesc la egalizarea tensiunilor secţiilor

la deconectarea unui generator, în condiţii normale de funcţionare sînt deschise.

Se constată că întrerupătoarele de şuntare pot lipsi, deoarece egalizarea tensiunilor între două secţii se poate realiza prin sistemul de bare de rezervă, închizînd cele două cuple transversale aparţinînd celor două secţii. In acest caz însă centrala nu mai dispune de bare de rezervă. La avarierea barelor unei a treia secţii, bara de rezervă nu poate fi utilizată pentru înlocuirea barelor secţiei avariate din următoarele motive: Presupunem că generatorul G_1 e deconectat şi egalizarea tensiunilor secţiilor 1 şi 2 se face prin închiderea cuplelor transversale CT_1 şi CT_2, prin care se şuntează reactorul RB_{1-2}. Presupunem o avarie la barele secţiei 3. Dacă circuitele acestei secţii se trec pe sistemul II de bare şi reactorul RB_{2-3} se şuntează inevitabil şi astfel generatoarele G_2 şi G_3 vor funcţiona în paralel, fără ca între ele să existe reactor de secţie. Un asemenea regim de funcţionare e inadmisibil, deoarece în caz de scurtcircuit curentul de scurtcircuit ar depăşi capacitatea de rupere a întrerupătoarelor, care au fost alese, ţinînd cont de existenţa reactoarelor de bare.

Din motivele arătate, în cazul schemelor cu două sisteme de bare colectoare şi reactoare de bare, întrerupătoarele de şuntare pot lipsi în cazul că există numai două generatoare. Dacă centrala are trei sau mai multe generatoare, întrerupătoarele de şuntare trebuie aplicate. Eventual, ele pot fi înlocuite prin separatoare de şuntare.

b. <u>Schemele de conexiuni ale centralelor care debitează energia la tensiunea generatoarelor şi la tensiune înaltă</u>. Asemenea scheme se aplică la acele centrale care alimentează şi consumatori apropiaţi şi totodată sînt interconectate cu sistemul energetic, respectiv alimentează consumatori îndepărtaţi. In vederea obţinerii tensiunii înalte se aplică fie un singur transformator, fie mai multe. Dacă puterea centralei corespunde puterii consumate la tensiunea generatoarelor, legătura cu sistemul are numai caracter de rezervă şi în consecinţă ea poate fi realizată cu un singur transformator. Dacă puterea generatoarelor nu corespunde puterii consumatorilor

racordaţi la barele de tensiunea generatoarelor, va exista un schimb permanent de putere între centrală şi sistem. In cazul trecerii puterii dinspre sistem spre barele de 6-lo kV, se instalează întotdeauna cel puţin două transformatoare de legătură, în vederea asigurării siguranţei necesare. Dacă puterea trece de la centrală către sistem, se prevede un singur transformator, dacă sistemul dispune de rezervă de putere corespunzătoare şi se prevăd mai multe transformatoare, dacă rezerva de putere a sistemului este insuficientă.

Schemele centralelor care debitează energia la tensiunea generatoarelor şi la tensiune înaltă, pot avea la partea de 6-lo kV fie sistem simplu de bare colectoare, fie două sisteme de bare colectoare. La partea de tensiune înaltă schema poate fi realizată fie cu bare colectoare, fie fără bare, - cu legarea în bloc a transformatorului cu linia.

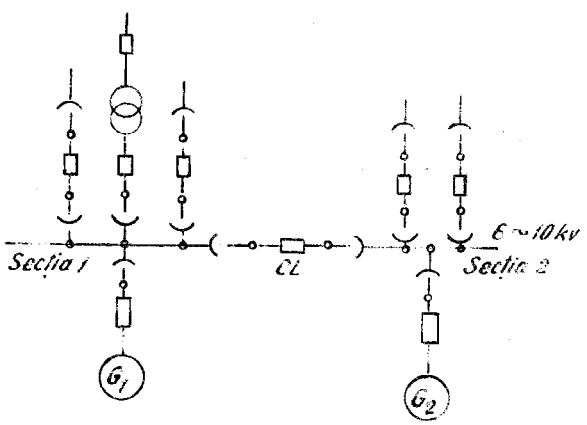


Fig. XII.7. Schema de conexiune a unei centrale, legată cu sistemul printr-un singur transformator.

In prima fază se vor analiza posibilităţile legării transformatorului la barele de 6-lo kV, tensiunea înaltă fiind obţinută numai printr-un singur transformator.

Figura XII.7 indică modul de legare a transformatorului la barele de 6-lo kV, centrala avînd un singur sistem de bare la această tensiune.

Transformatorul este conectat la una din cele două secţii. Acest mod de conectare a transformatorului prezintă dezavantajul, că la repararea barelor secţiei la care este conectat transformatorul, sau la avarierea acestor bare, se pierde legătura dintre centrală şi sistem. In vederea remedierii acestui neajuns se pot realiza legăturile din figura XII.8, unde la ieşirea din funcţiune a unei secţii de bare, transformatorul rămîne conectat la celălalt sistem de bare.

Datorită existenţei legăturii cu sistemul, curenţii de scurtcircuit la un scurtcircuit la bare pot fi foarte mari şi în consecinţă se impune limitarea curentului de scurtcircuit, ce provine de la sistem. Problema se poate rezolva prin aplicarea reactoarelor în circuitul transformatorului sau prin aplicarea transformatoarelor cu înfăşurări divizate, în modul arătat în figura XII.9. In figura XII.9, a se aplică două reactoare individuale, iar în figura XII.9,b se aplică un reactor dublu. Figura XII.9,c indică folosirea unui transformator cu înfăşurare divizată în partea de 6-1o kV.

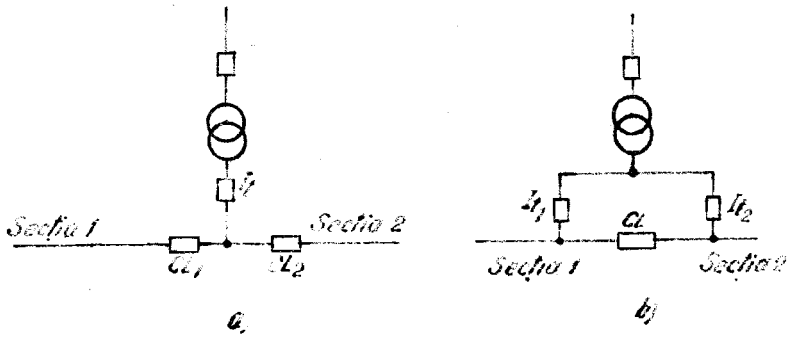


Fig. XII.8. Legarea simetrică a unei centrale cu două secţii la sistem, printr-un singur transformator.

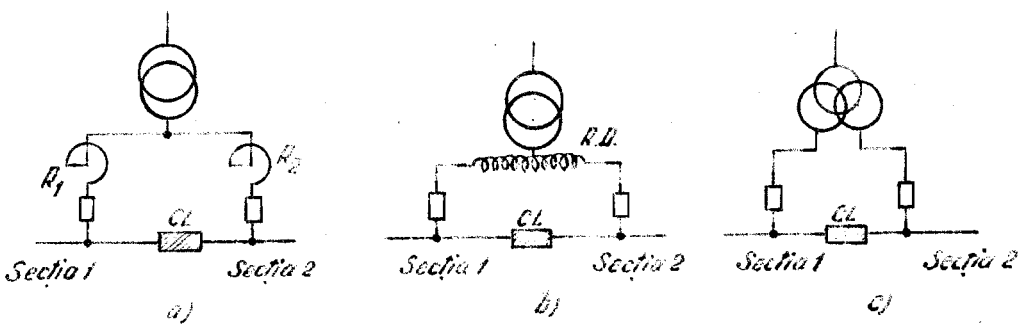


Fig. XII.9. Schema de legare a centralei cu sistemul printr-un singur transformator, aplicînd elemente de limitare a curenţilor de scurtcircuit.

Acest transformator posedă o înfăşurare la partea de înaltă tensiune, dimensionată pentru întreaga putere a transformatorului şi două înfăşurări de 6-1o kV identice, dimensionate pentru jumătate de putere fiecare.

Schemele indicate de legare a transformatorului la barele de 6-1o kV (în cazul unui singur transformator) se pot aplica şi atunci cînd centrala dispune de sistem dublu de bare la tensiunea generatoarelor.

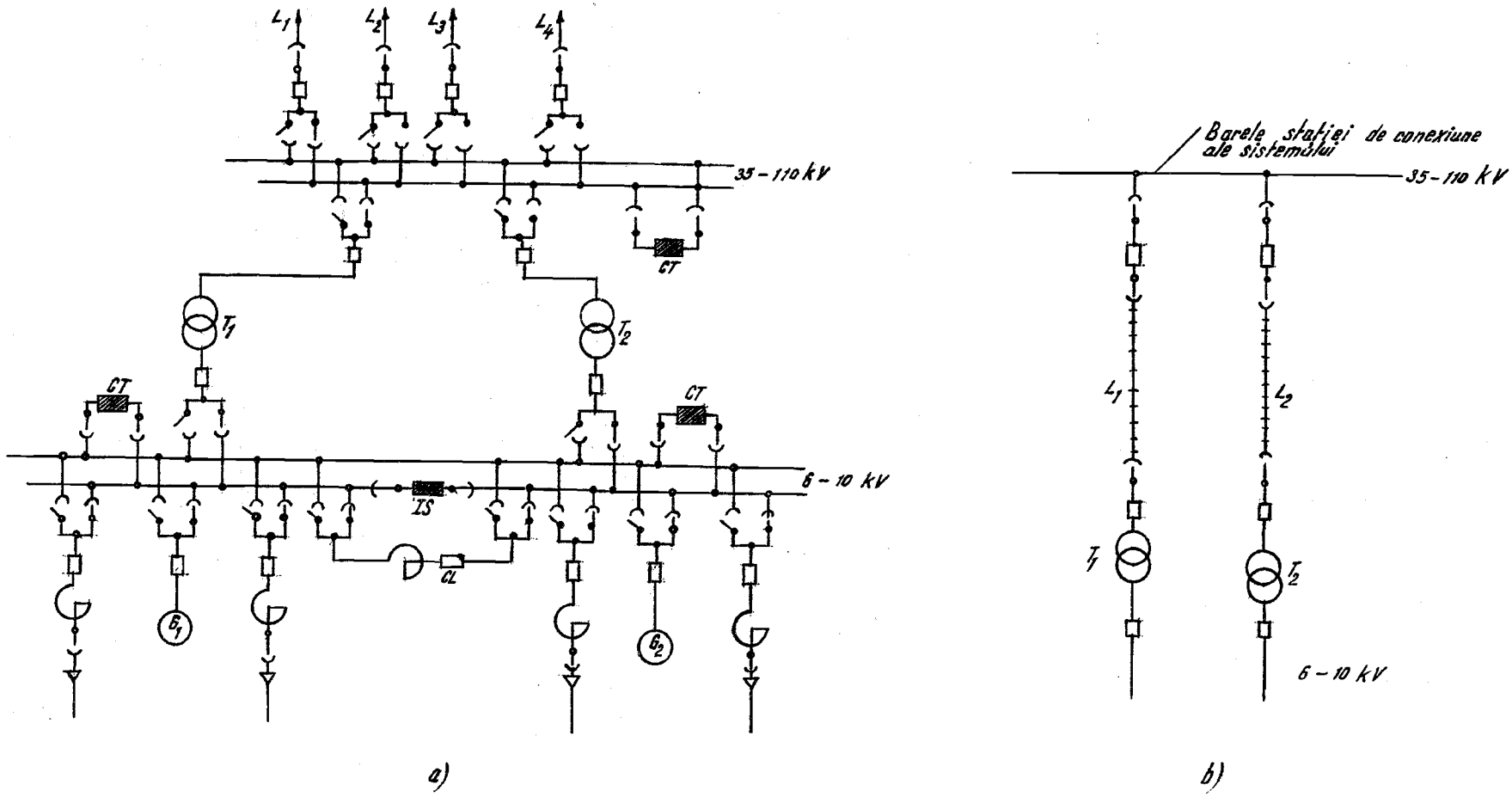


Fig. XII. 10. a) Schema unei centrale cu două transformatoare şi cu bare colectoare la partea de înaltă tensiune; b) legarea centralei la sistem prin lagătura bloc transformator - linie.

Schemele cu un singur transformator ridicător de tensiune apar la partea de înaltă tensiune cu legături bloc dintre transformator şi linie, neavînd bare colectoare.

In cazul cînd centrala dispune de două transformatoare de legătură, la partea de înaltă tensiune schema poate avea fie bare colectoare, fie legături bloc transformator - linie.

Figura XII.1o,a reprezintă o schemă cu două transformatoare şi cu bare colectoare la partea de înaltă tensiune, iar figura XII.1o,b indică executarea legăturii bloc transformator-linie. Se remarcă că schema cu legătura bloc, sub forma simplă indicată, nu prezintă suficientă siguranţă în funcţionare, motiv pentru care ea se completează cu alte elemente, obţinîndu-se astfel schemele în punte, în poligon etc.

Dacă la partea de înaltă tensiune se aplică bare colectoare (fig.XII.1o,a), de obicei se adoptă sistem dublu de bare. Schema prezentată în figura XII.1o,a prezintă următoarele dezavantaje:

- în cazul unui scurtcircuit pe sistemul de bare de serviciu la partea de înaltă tensiune, toate circuitele rămîn nealimentate,
- în cazul reparării unui întrerupător de linie, linia respectivă trebuie deconectată.

Primul dezavantaj poate fi eliminat în următoarele moduri:

a) folosirea regimului de lucru pe ambele sisteme de bare colectoare,
b) folosirea schemei cu două întrerupătoare pe circuit,
c) secţionarea sistemului de bare de serviciu.

Al doilea dezavantaj se elimină prin folosirea sistemului barelor de ocolire (denumite şi bare de transfer) şi a separatoarelor de ocolire (de transfer).

a. Figura XII.11 scoate în evidenţă regimul de lucru pe ambele sisteme de bare colectoare. In condiţii normale de funcţionare, transformatoarele şi circuitele de plecare sînt racordate parţial pe primul sistem de bare şi parţial pe al doilea sistem de bare. Astfel, un scurtcircuit pe bare scoate din funcţiune numai jumătatea circuitelor, care pe urmă pot fi trecute pe barele de rezervă. In condiţii normale de funcţionare cupla transversală e închisă.

b. Figura XII.12 indică modul de racordare a circuitelor la bare în sistemul cu două întrerupătoare pe circuit. In regim normal de funcţionare toate circuitele sînt racordate la ambele sisteme de bare. In cazul avarierii unui sistem de bare, toate întreruPătoarele legate la barele respective declanşează. Acest lucru nu se resimte însă deloc în alimentarea circuitelor de plecare, acestea rămînînd în legătură cu centrala prin celălalt sistem de bare. Schema pretinde numeroase întrerupătoare, deci e scumpă, motiv pentru care se utilizează numai în punctele nodale ale sistemului.

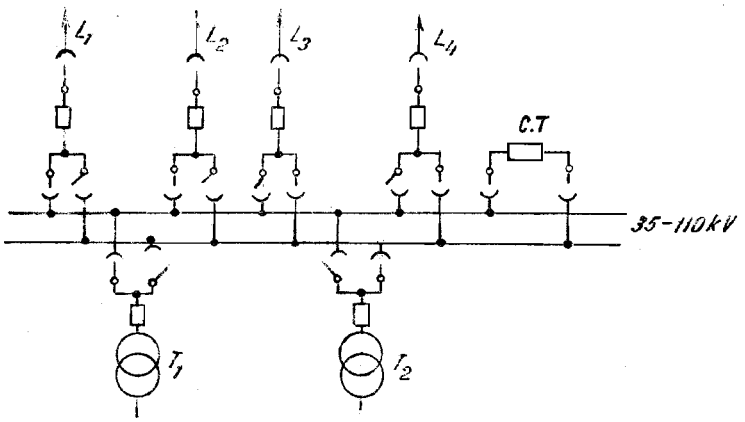


Fig. XII.11. Schemă reflectînd regimul de lucru pe ambele sisteme de bare colectoare.

c. Secţionarea barelor de serviciu printr-o cuplă longitudinală este o măsură de mărire a siguranţei şi elasticităţii schemei (prezentată anterior).

Figura XII.13 redă folosirea barelor de ocolire şi a separatoarelor de ocolire S_o. Să presupunem că se impune repararea întrerupătorului de linie I_{L2}. Prin închiderea separatoarelor S_1 şi S_2 şi apoi a cuplei transversale CT se pun sub tensiune barele de ocolire. Se închide separatorul de ocolire S_{o2}, apoi se deschide întrerupătorul I_{L2} şi în urmă separatoarele S_{B2} şi S_{L2}. Astfel întrerupătorul I_{L2} rămîne izolat, iar linia L_2 se alimentează fără întrerupere prin cupla

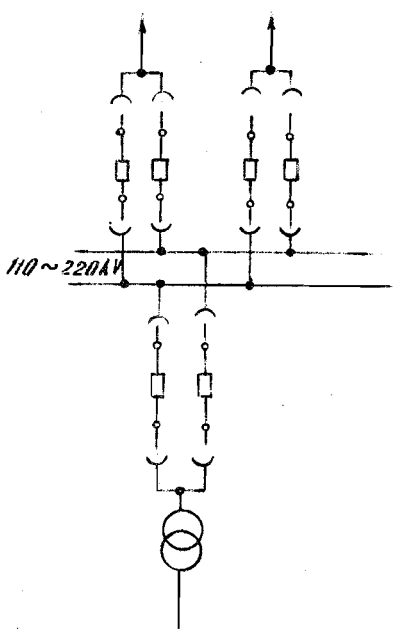


Fig. XII.12. Schemă cu două întrerupătoare pe circuit.

transversală CT. Circuitul transformatorului nu se prevede cu sistem de ocolire, deoarece revizia întrerupătorului acestuia coincide cu revizia chiar a transformatorului.

Dacă schema este realizată cu sistem dublu de bare, se poate prevedea şi un al treilea sistem de bare în scop de ocolire, însă se pot utiliza şi barele de rezervă pentru ocolire.

Adesea sînt necesare două tensiuni înalte diferite în centrală. Problema se poate rezolva prin utilizarea a două transformatoare, respectiv a două grupuri de transformatoare cu tensiuni diferite. O soluţie mai avantajoasă însă e folosirea transformatoarelor cu două înfăşurări.

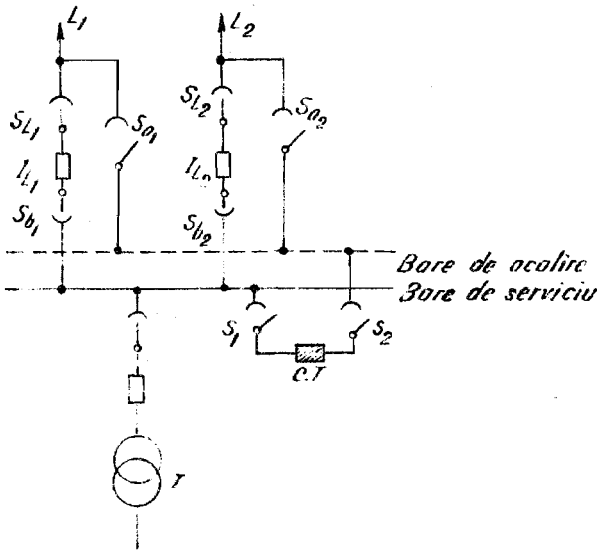


Fig. XII.13. Schemă cu bare de ocolire şi separatoare de ocolire.

c. <u>Schemele de conexiuni ale centralelor care debitează energia numai la tensiunea înaltă</u>. Centralele care debitează energie numai la tensiunea înaltă sînt cele hidroelectrice, care uneori sînt construite la distanţe mari faţă de consumatori, neavînd consumatori apropiaţi şi centralele termoelectrice cu agregate avînd puteri unitare mari. Particularitatea principală a schemelor acestor centrale e lipsa barelor colectoare la tensiunea generatoarelor, adică legătura bloc dintre generator şi transformator.

Figura XII.14 reprezintă schema unei centrale cu două generatoare, generatoarele fiind legate cu transformatoarele în schemă bloc. Existenţa separatoarelor S_G permite ca în caz de deconectare a unui generator, serviciile interne corespunzătoare (notate cu SI în schemă) să rămînă alimentate de la sistem prin transformator.

In figura XII.14 la partea de înaltă tensiune s-au reprezentat bare colectoare duble. In general, partea de înaltă tensiune a schemelor poate fi concepută la fel, ca şi la schemele

centralelor, care debitează energie şi la tensiunea generatoarelor, şi la tebsiunea înaltă.

Legătura bloc dintre generator şi transformator permite simplificarea aparatajului la partea de 6-2o kV, ceea ce înseamnă reducerea investiţiilor la realizarea centralei. In cazul hidrocentralelor avantajele economice se accentuează prin mărirea puterii blocurilor. In acest sens la acelaşi transformator se racordează mai multe generatoare, folosind în acest scop la partea de 6-1o kV porţiuni scurte de bare colectoare, conform figurii XII.15. Se remarcă însă că puterea totală a unui bloc nu este permis să depăşească puterea celui mai mare agregat racordat la sistemul pe care lucrează şi blocul.

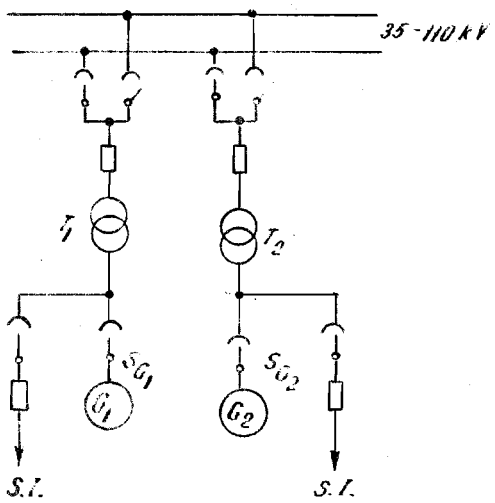


Fig. XII.14. Schema unei centrale ce debitează toată energia la tensiunea înaltă.

La realizarea blocurilor se poate utiliza şi transformatoare cu înfăşurări divizate.

4. <u>Schemele de conexiuni ale staţiilor electrice coborîtoare</u>. Staţiile electrice cuprind transformatoarele, instalaţiile de distribuţie şi de comandă, precum şi instalaţiile auxiliare. Ele realizează legătura dintre reţeaua primară a sistemului energetic şi reţelele de distribuţie, prin care se asigură alimentarea consumatorilor. In funcţie de destinaţia lor în cadrul sistemului energetic, staţiile electrice coborîtoare se împart în două categorii:

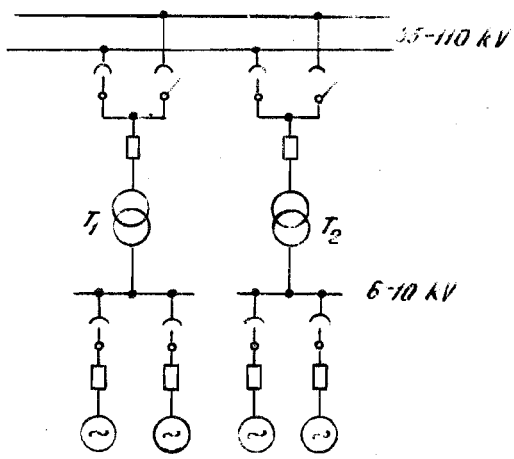


Fig. XII.15. Modul de racordare a mai multor generatoare la un transformator la centralele ce debitează energia numai la tensiunea înaltă.

- staţii de importanţă regională,
- staţii de importanţă locală.

Staţiile de importanţă regională sînt alimentate din reţeaua primară a sistemului energetic, de la ele se dezvoltă reţele secundare, care acoperă raioane întinse, cuprinzînd consumatori industriali, urbani şi rurali. Corespunzător celor arătate, staţiile de importanţă regională vor avea tensiunile de 22o sau 11o kV la partea primară şi tensiunile 11o,35, 1o sau 6 kV la partea secundară.

Staţiile de importanţă locală în marea majoritate a cazurilor se racordează la reţelele, care se alimentează de la staţiile regionale şi numai rareori se alimentează direct din reţeaua primară a sistemului energetic. Unele staţii de importanţă locală alimentează sectoare importante, cum ar fi o reţea urbană, reţeaua de distribuţie a unei întreprinderi industriale mari, sau un raion agricol etc. In acest caz, tensiunea secundară a staţiei va fi de 6 sau 1o kV. Alte staţii de importanţă locală alimentează consumatori cu extindere mai limitată, deci şi de putere mai mică, cum ar fi consumatori urbani şi rurali sau atelierele întreprinderilor industriale. Aceste staţii mai sînt denumite şi posturi de transformare, ele avînd la partea secundară tensiunea de 38o/22o V.

a. Schemele de conexiuni ale staţiilor regionale. Staţiile regionale sînt elemente importante ale sistemului energetic. Ele trebuie să asigure alimentarea consumatorilor atît în regim normal de funcţionare, cît şi în regim de avarie. De aici rezultă că staţiile regionale trebuie să fie prevăzute cu cel puţin două transformatoare, în aşa fel încît la ieşirea din funcţiune a unui transformator, cel rămas în funcţiune, la o supraîncărcare admisibilă să asigure transmiterea energiei necesare alimentării consumatorilor de categoria I şi a II-a.

La partea de 11o-12o kV a staţiilor regionale, dat fiind importanţa lor deosebită, se realizează de obicei un sistem dublu de bare colectoare, însă fără secţionarea barelor. In vederea măririi siguranţei în funcţionare şi a elasticităţii în funcţionare, se poate aplica:

- regimul de lucru pe ambele sisteme de bare colectoare,
- folosirea schemei cu două întrerupătoare pe circuit,
- folosirea barelor de ocolire şi a separatoarelor de ocolire.

La partea de 35-10-6 kV a staţiilor regionale, în majoritatea cazurilor, de asemenea se utilizează două sisteme de bare colectoare, care în cazul alimentării unei reţele de cabluri (10-6 kV) se secţionează printr-o cuplă transversală. O asemenea schemă este indicată pe figura XII.16.

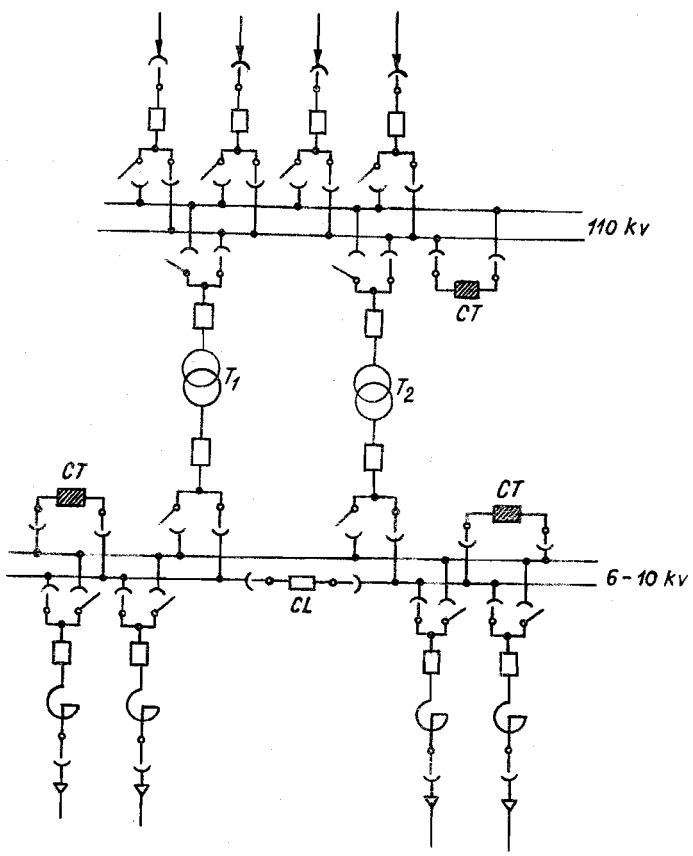


Fig. XII.16. Schema de conexiune a unei staţii de importanţă regională.

O problemă de discutat la asemenea scheme rămîne poziţia normală a cuplei transversale. Cupla transversală normal închisă înseamnă mersul în paralel al transformatoarelor în regim normal de funcţionare, iar cupla transversală normal deschisă asigură mersul separat al celor două transformatoare, - fiecare dintre cele două regimuri avînd avantaje şi dezavantaje corespunzătoare. Astfel, mersul în paralel al transformatoarelor asigură o repartizare uniformă a sarcinii totale, ceea ce determină micşorarea pierderilor. De asemenea, avarierea unui transformator nu provoacă întreruperea alimentării la nici una din secţii. In schimb, curenţii de scurtcircuit vor fi mai mari, decît dacă transformatoarele merg separat, de asemenea în perioada scurtcircuitului, tensiunea remanentă la ambele secţii de bare devine foarte mică.

Menţinerea avantajelor mersului în paralel al transformatoarelor şi eliminarea dezavantajelor corespunzătoare, indicate, se poate obţine prin utilizarea transformatoarelor cu înfăşurări divizate la partea de 6-lo kV.

Uneori, consumatorii se găsesc la distanţe pronunţat diferite faţă de staţie. In acest caz se impun două tensiuni secundare distincte şi se recomandă utilizarea transformatoarelor cu trei înfăşurări.

b. Schemele de conexiuni ale staţiilor de importanţă locală. Staţiile de importanţă locală, care alimentează consumatori mari, cu tensiunea de 6-lo kV la partea secundară, pot avea două sau mai multe transformatoare, dar pot fi prevăzute şi cu un singur transformator, dacă consumatorii sînt de importanţă relativ redusă, sau dacă există o rezervă mobilă de transformatoare şi consumatorii suportă o întrerupere temporară. Figura XII.17 indică schemele unor asemenea staţii cu un singur transformator.

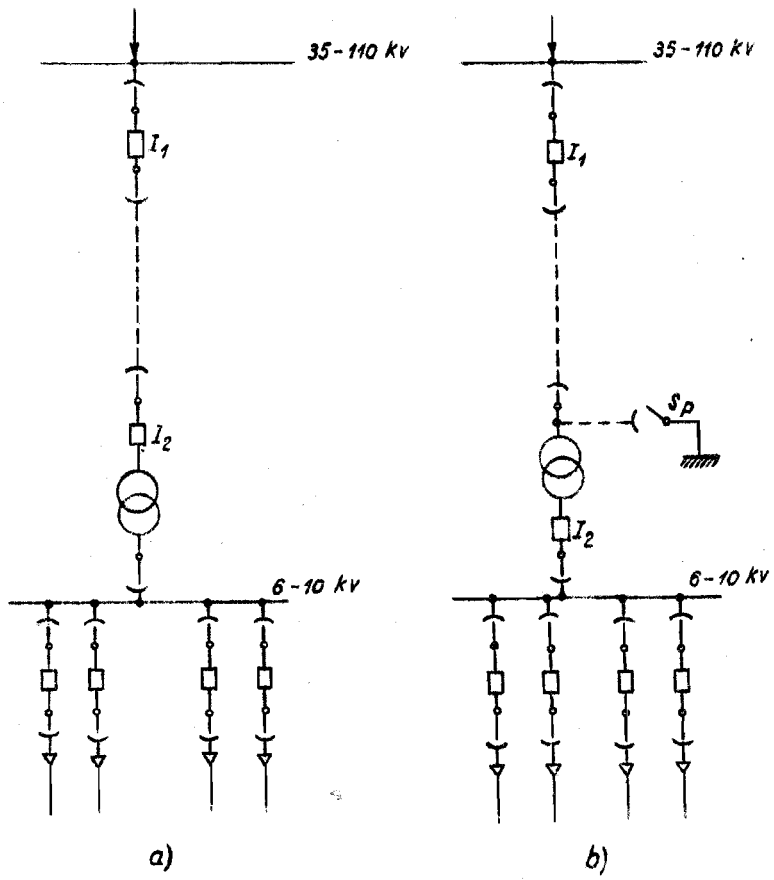


Fig. XII.17. Schema de conexiune a unei staţii de importanţă locală .

Deoarece schema cu un singur transformator se poate aplica numai în cazul consumatorilor de importamţă mică, staţia s-a prevăzut cu un singur sistem de bare colectoare. Schema din figura XII.17,a se poate aplica numai în cazul, cînd pe barele 6-lo kV

nu sînt racordate şi alte surse de alimentare. In caz contrar, la un defect al transformatorului, după declanşarea întrerupătorului I_2, locul defect rămîne alimentat de la celelalte surse de alimentare. Astfel în acest caz devine obligatorie plasarea întrerupătorului I_2 corespunzător schemei din figura XII.17,b. La un defect al transformatorului, prin declanşarea întrerupătoarelor I_1 şi I_2, locul defectului rămîne izolat faţă de toate sursele de alimentare posibile. Această schemă însă prezintă dificultăţi în privinţa organizării protecţiei, deoarece faţă de un defect în interiorul transformatorului, s-ar putea ca protecţia să fie prea puţin sensibilă pentru a declanşa întrerupătorul I_1. Cu scopul eliminării acestui dezavantaj se aplică separatorul S_p de punere la pămînt, care la un defect al transformatorului se închide, punînd linia în scurtcircuit determinînd astfel declanşarea sigură a întreruptorului I_1.

Staţiile de transformare, care au două transformatoare, se racordează la sistem în modurile în care s-a arătat legarea centralelor cu două transformatoare de legătură cu sistemul. Astfel se poate realiza schema bloc linie-transformator, ceea ce presupune existenţa a două linii de legătură cu sistemul, de asemenea schema în punte, în poligon etc. La partea de 6-1o kV se pot aplica fie sistem simplu, fie sistem dublu de bare colectoare. Problema mersului în paralel a transformatoarelor se pune la fel ca şi la staţiile de importanţă regională.

După cum s-a arătat la punctul A.4, pe lîngă staţiile de importanţă locală discutate mai sus, există şi staţii, care alimentează sectoare mai restrînse, avînd denumirea de posturi de transformare. Astfel, spre exemplu, în întreprinderi mari, extinse, devine rentabilă montarea mai multor posturi de transformare (repartizate în apropierea atelierelor şi secţiilor întreprinderii) care se alimentează de la reţeaua de 6-1o kV, avînd tensiunea secundară 38o/22o V. Posturile de transformare se prevăd de obicei cu un singur transformator, întreprinderea dispunînd de rezervă mobilă de transformator. Se impune montarea a mai multor transformatoare la acelaşi post de transformare, dacă postul respectiv alimentează consu-

matori de categoria I, care nu dispun de alimentare şi din altă parte.

Posturile de transformare obţin scheme de conexiuni cît se poate de simple, care cuprind aparataje, ca separatoare, separatoare de sarcină, întrerupătoare cu pîrghii, siguranţe fuzibile etc.

B. ALEGEREA ECHIPAMENTULUI ELECTRIC DE ÎNALTĂ TENSIUNE DIN CENTRALE ŞI STAŢII

Echipamentul electric de înaltă tensiune din centrale şi staţii se compune din următoarele elemente principale: generatoare, transformatoare, întrerupătoare, separatoare, reactoare, bare colectoare, transformatoare de măsură etc. Toate aceste elemente trebuie să corespundă cerinţelor atît în regim normal de funcţionare, cît şi în regim de avarie. Regimul normal de funcţionare a sistemului se poate caracteriza prin doi parametri principali: tensiunea nominală şi curentul nominal. Elementele echipamentului de asemenea au drept caracteristică aceşti doi parametri, indicaţi de fabrica constructoare. Fiecare element trebuie astfel ales încît parametrii lui nominali să corespundă parametrilor respectivi din acel loc al sistemului, unde el se instalează. Echipamentul electric al centralelor şi staţiilor trebuie să corespundă şi în regim de avarie, adică să reziste supratensiunilor şi supracurenţilor, ce pot apare. Curenţii de scurtcircuit solicită elementele echipamentului din punct de vedere mecanic şi termic. Solicitarea electrodinamică este determinată de curentul de şoc, iar cea termică de valoarea curentului de scurtcircuit şi de durata acestuia. De aici rezultă că pentru a putea verifica elementele echipamentului la stabilitate electrodinamică şi termică, trebuie să se cunoască curentul de scurtcircuit cel mai mare, ce poate străbate fiecare element în parte şi durata curenţilor respectivi.

1. <u>Alegerea punctelor de scurtcircuit în vederea verificării elementelor echipamentului</u>. Un anumit element al echipamentului fiind încadrat în schema generală a sistemului, prin

acel element vor trece diferiţi curenţi de scurtcircuit, cînd se schimbă locul scurtcircuitului. La verificarea mecanică şi termică a elementului respectiv trebuie să se aleagă locul scurtcircuitului astfel încît curentul ce rezultă să determine solicitarea maximă posibilă a elementului.

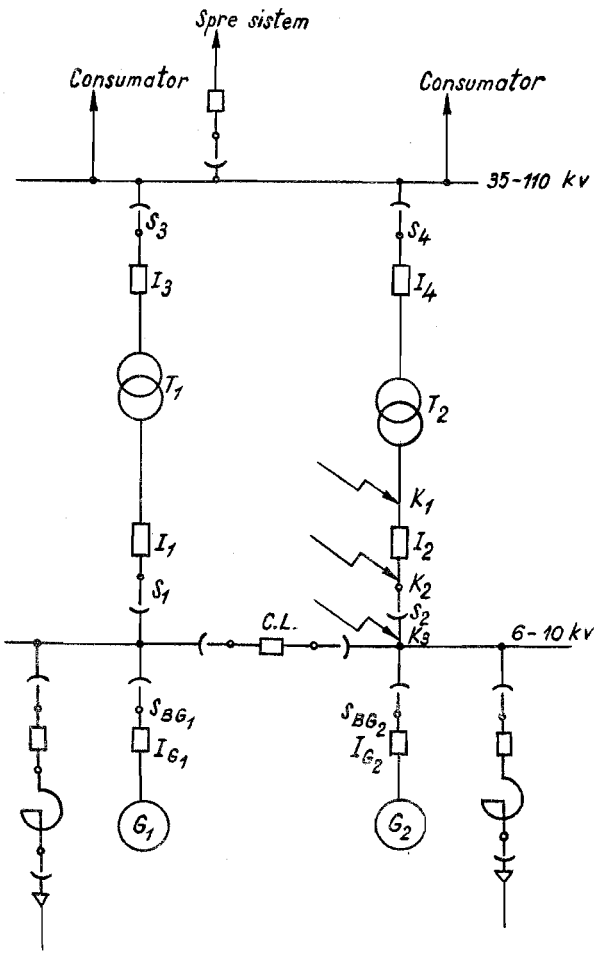


Fig. XII.18. Schemă de conexiune a unei centrale; alegerea locurilor de scurtcircuit pentru verificarea mecanică şi termică a echipamentului.

Ca exemplu, se va analiza alegerea locului de scurtcircuit pentru unele aparate din schema din figura XII.18.

Astfel să analizăm alegerea condiţiilor de scurtcircuit în vederea verificării întrerupătorului I_2 şi a separatorului S_2. Cu scopul verificării întrerupătorului I_2 trebuie să se presupună două puncte de scurtcircuit, şi anume K_1 şi K_2. Se constată că dacă scurtcircuitul este în K_1, întrerupătorul va fi parcurs de acea componentă a curentului total de scurtcircuit, care vine din partea barelor de 6-10 kV. Dacă scurtcircuitul se produce în punctul K_2, întrerupătorul va fi parcurs de acea componentă a curentului total de scurtcircuit, care provine dinspre barele de $35 \sim 110$ kV. Se poate observa simplu (schema fiind presupusă simetrică) că întrerupătorul va fi parcurs de un curent de scurtcircuit mai mare în primul caz. Mai trebuie analizat dacă nu cumva poate să treacă prin întrerupător un curent de scurtcircuit şi mai mare într-un regim de funcţionare diferit de

cel analizat, considerat normal. Intr-adevăr vom avea un curent de scurtcircuit şi mai mare prin întrerupător, dacă scurtcircuitul se produce în punctul K_1, iar întrerupătorul I_4 este considerat deschis.

Cea mai mare solicitare mecanică se obţine la cel mai mare curent. In consecinţă, din punct de vedere mecanic, întrerupătorul I_2 se va verifica cu curentul de scurtcircuit ce îl străbate, cînd locul scurtcircuitului e în punctul K_1, iar întrerupătorul I_4 e deschis. Solicitarea termică depinde şi de durata de acţiune a curenţilor de scurtcircuit. Se constată simplu, că în ambele cazuri (scurtcircuit în K_1 sau în K_2) timpul în care întrerupătorul va fi parcurs de curent este determinat de timpul de acţionare a protecţiei diferenţiale a transformatorului T_2, care e o protecţie rapidă. In consecinţă şi verificarea termică a întrerupătorului I_2 se va face considerînd scurtcircuitul în punctul K_1.

La verificarea separatorului S_2 intră în discuţie punctele de scurtcircuit K_2 şi K_3. Pe baza celor anterior arătate se observă că separatorul va fi străbătut de cel mai mare curent de scurtcircuit, cînd scurtcircuitul are loc în punctul K_2, la întrerupătorul I_4 deschis, acesta fiind deci curentul de scurtcircuit, cu care se face verificarea mecanică a separatorului. La verificarea termică trebuie însă să luăm în considerare ambele puncte de scurtcircuit, analizînd nu numai curenţii de scurtcircuit, ci şi duratele lor de acţiune. Dacă scurtcircuitul se produce în punctul K_2, durata curentului de scurtcircuit prin separatorul S_2 va depinde de timpul de acţionare al protecţiei, ce comandă declanşarea întrerupătoarelor CL şi I_{G2}; dacă însă scurtcircuitul se produce în K_3, curentul prin separator va înceta după declanşarea unui întrerupător dinspre partea de 35-110 kV a sistemului. In cazul de faţă, prin natura organizării protecţiei, durata scurtcircuitului va fi mai mare, cînd scurtcircuitul e în K_2, adică cînd şi curentul de scurtcircuit prin separatorul S_2 e mai mare, ceea ce însă nu e o regulă generală pentru toate elementele schemei.

In modul arătat se aleg locurile şi condiţiile de scurtcircuit pentru toate elementele schemei. Se remarcă faptul, că

generatoarele şi transformatoarele nu se verifică la acţiunile curenţilor de scurtcircuit, deoarece acestea se asigură constructiv faţă de curenţii de scurtcircuit.

2. Alegerea întrerupătoarelor. Intrerupătoarele de înaltă tensiune se aleg pe baza următoarelor caracteristici:

- tensiunea nominală,
- curentul nominal,
- felul instalaţiei,
- curentul de rupere (sau puterea de rupere).

Tensiunea nominală a întrerupătorului trebuie să corespundă tensiunii nominale a sistemului, în care se montează. Curentul nominal al aparatului trebuie să fie mai mare decît curentul de sarcină maxim de durată a circuitului, în care se instalează întrerupătorul. Curentul nominal indicat al întrerupătorului este curentul admisibil de durată, stabilit pe considerente de încălzire, cînd temperatura mediului e de 35°C. La o temperatură a mediului mai scăzută se poate majora curentul nominal.

La alegerea întrerupătorului trebuie să se ţină seama, dacă el va funcţiona într-o instalaţie interioară sau exterioară.

Intrerupătoarele se caracterizează prin următorii curenţi de rupere:

- curentul de rupere nominal (I_{rn}) este curentul maxim, pe care întrerupătorul îl poate întrerupe în cadrul unui ciclu de operaţii, care constă din "deschidere-pauză-închidere, deschidere", tensiunea instalaţiei fiind cea nominală,
- curentul de rupere (I_r) este curentul, pe care îl poate întrerupe întrerupătorul în condiţiile indicate mai sus, însă la o tensiune diferită de cea nominală.
- curentul maxim de rupere este cel mai mare curent dintre toţi curenţii de rupere ai întrerupătorului şi care deci se defineşte la o anumită tensiune bine precizată.

La alegerea întrerupătorului trebuie să fie îndeplinită condiţia ca curentul de rupere al întrerupătorului, garantat de fabrica constructoare, să fie mai mare decît valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit din momentul începerii desfacerii contactelor întrerupătorului.

Dacă întrerupătorul se instalează într-un sistem cu tensiune diferită de cea nominală a întrerupătorului, iar pe întrerupător nu se indică decît curentul de rupere nominal, curentul de rupere la tensiunea respectivă se poate aprecia pe baza relaţiei

$$I_r = I_{rn} \cdot \frac{U_n}{U} .$$

Adesea calculele se efectuează, folosind puterile de rupere, care se definesc:

- puterea de rupere nominală $S_{rn} = \sqrt{3}\, U_n \cdot I_{rn}$,
- puterea de rupere $S_r = \sqrt{3}\, U\, I_r$,

unde U e tensiunea la care se defineşte I_r.

Intrerupătorul fiind ales în modul arătat mai sus, se verifică la solicitări electrodinamice şi termice. Verificarea la solicitarea electrodinamică se face prin compararea curentului de şoc care apare la scurtcircuit prin circuitul întrerupătorului cu curentul maxim, ce poate suporta din punct de vedere mecanic întrerupătorul, - curent ce se indică de fabrica constructoare.

Verificarea întrerupătorului la stabilitatea termică se rezumă la următoarele: din punctul de vedere al încălzirii, întrerupătorul se caracterizează de către fabrica constructoare prin curentul de stabilitate termică I_{st}, definit pentru un anumit timp t_{st} (= 1, 5 sau 10 secunde). Cunoscînd valoarea curentului de scurtcircuit şi durata acestuia, pe baza celor indicate la cap. VII, privind solicitările termice se determină timpul fictiv total

$$t_f = t_{fp} + t_{fa} \text{ (vezi relaţia VII .82)}$$

şi se verifică, dacă e îndeplinită condiţia

$$I_\infty^2 \cdot t_f \leq I_{st}^2 \cdot t_{st} .$$

3. <u>Alegerea separatoarelor</u>. Separatoarele se aleg pe baza tensiunii nominale şi a curentului nominal, ţinînd cont de tipul instalaţiei; apoi se verifică la stabilitatea electrodinamică şi termică. Metoda de verificare e identică cu cea prezentată referitor la întrerupătoare.

4. Alegerea reactoarelor. Reactoarele se aleg pe baza tensiunii nominale şi a curentului nominal, precum şi pe baza reactanţei relative impuse de condiţiile limitării curentului de scurtcircuit şi a obţinerii tensiunii remanente dorite pe barele centralei, respectiv pe unele secţii de bare. Reactoarele de linie se aleg cu reactanţă relativă mai mică ($X^* = 4...6\%$), deoarece o reactanţă relativă mai mare ar duce la pierderi de tensiune inadmisibile şi în regim normal de funcţionare. Reactoarele de bare se aleg cu $X^* = 10...14\%$. Se remarcă, că pentru acelaşi curent nominal şi aceeaşi tensiune nominală există reactoare cu reactanţe diferite. Reactanţa se alege ţinînd seamă de următoarele:

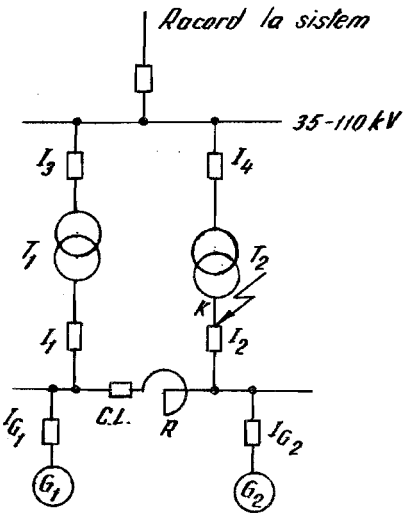


Fig.XII.19. Schema unei centrale; alegerea reactorului de bară.

Intrerupătoarele se aleg pe baza condiţiilor de scurtcircuit. Astfel întrerupătorul I_2 din figura XII.19 se alege pe baza unui scurtcircuit în punctul K. Fără reactorul R întrerupătorul rezultă cu o anumită putere de rupere. Cum întrerupătoarele fabricate au puterile de rupere în trepte, va exista o anumită valoare a reactanţei reactorului R, la care puterea de rupere necesară a întrerupătorului I_2 rezultă la o treaptă inferioară. Reactorul R va influenţa însă şi alte întrerupătoare, el va trebui deci judecat în raport cu toate întrerupătoarele, asupra cărora poartă influenţă.

Reactoarele fiind alese, ele trebuie verificate la solicitările electrodinamice şi termice. Verificarea se face la fel, ca şi la întrerupătoare şi separatoare.

5. Alegerea transformatoarelor de curent. Transformatoarele de curent se aleg pe baza următoarelor mărimi:

- tensiunea nominală,
- curentul nominal primar,
- curentul nominal secundar,
- felul instalaţiei, tipul de construcţie,

- sarcina secundară (puterea nominală),
- clasa de precizie,
- coeficientul de saturaţie.

Tensiunea nominală şi curentul nominal primar se impun de tensiunea şi curentul circuitului, în care se introduce transformatorul de curent. Curentul nominal secundar de obicei se admite de 5 A.

Clasa de precizie caracterizează erorile transformatoarelor de curent. Clasele de precizie normalizate, 0,2, 0,5,1, 3 şi lo indică faptul că eroarea de curent nu depăşeşte valorile de o,2%, o,5%, 1%, 3%, respectiv 1o%, cînd curentul ce trece prin transformator este cel nominal, iar impedanţa circuitului secundar e cuprinsă între 25% şi 100% din impedanţa nominală, indicată ca o mărime caracteristică a transformatorului de curent. Se ştie că dacă curentul e mai mic decît cel nominal, sau dacă impedanţa secundară e mai mare decît cea nominală, eroarea creşte şi transformatorul funcţionează într-o clasă de precizie inferioară, decît cea indicată. De obicei, în loc de impedanţă secundară nominală se indică puterea nominală a transformatorului, care se defineşte ca

$$S_{2n} = I_{2n}^2 \; Z_{2n} \; .$$

La alegerea transformatoarelor de curent se întocmeşte schema completă de conexiuni trifilară a instalaţiei de măsură, pe baza căreia se stabileşte impedanţa de sarcină a fiecărui transformator. Neglijînd reactanţa circuitelor de măsură, se poate scrie:

$$Z_2 \cong r_2 = \Sigma r_{ap} + r_{cond} + r_{contact} \; ,$$

unde

r_{ap} - rezistenţa aparatelor;
r_{cond} - rezistenţa conductoarelor de legătură;
$r_{contact}$ - rezistenţele de contact,

ceea ce determină puterea consumată de circuitul secundar la curentul nominal

$$P_2 = I_{2n}^2 \; r_2 \; .$$

Transformatorul de curent ales trebuie să satisfacă condiţia

$$Y_2 \cong Z_2 = (0{,}25 \sim 1) Z_{2n} ,$$

respectiv la curentul nominal

$$P_2 \cong S_2 = (0{,}25 \sim 1) S_{2n} .$$

La stabilirea clasei de precizie ţinem cont de următoarele reguli de utilizare a transformatoarelor de curent:

- clasa 0,2 se utilizează la măsurători de precizie,
- clasa 0,5 se utilizează pentru alimentarea contoarelor de energie electrică,
- clasa 1 se utilizează pentru alimentarea wattmetrelor,
- clasa 3 se utilizează pentru alimentarea instrumentelor de măsură (exceptînd măsurătorile de putere) şi a releelor.

La o anumită valoare a curentului primar miezul transformatorului de curent se saturează şi în consecinţă la o creştere peste această valoare a curentului primar, cel secundar rămîne aproape constant. Alimentarea instrumentelor de măsură, cu scopul protejării acestora împotriva curenţilor excesivi de mari, cere transformatoare de curent care se saturează rapid. In schimb, alimentarea releelor cere transformatoare de curent care se saturează numai la supracurenţi foarte mari.

Transformatorul de curent fiind ales pe baza considerentelor arătate, trebuie să fie verificat la stabilitatea electrodinamică şi termică în cazul scurtcircuitelor.

Stabilitatea electrodinamică a transformatorului de curent se caracterizează printr-un factor dinamic (indicat în cataloage), care reprezintă raportul dintre curentul maxim,ce poate fi suportat de transformator şi amplitudinea curentului nominal primar, adică

$$K_{din} = \frac{i_{max}}{\sqrt{2} \cdot I_{1n}} .$$

In consecinţă trebuie să se verifice condiţia

$$i_{şoc} \leq K_{din} \sqrt{2} \cdot I_{1n} ,$$

unde $i_{şoc}$ e curentul de şoc la scurtcircuit în circuitul în care se instalează transformatorul de curent.

Stabilitatea termică a transformatorului de curent se caracterizează prin factorul de stabilitate termică, raportat la o durată de timp oarecare, ce reprezintă raportul dintre curentul de stabilitate termică I_{st} pentru timpul indicat t_{st} şi curentul nominal primar al transformatorului, deci

$$K_t = \frac{I_{st}}{I_{1n}} .$$

Condiţia de stabilitate termică deci va fi

$$I_{\infty}^2 \cdot t_f \leq I_{st}^2 \cdot t_{st} ,$$

adică

$$I_{\infty}^2 \cdot t_f \leq (K_t \cdot I_{1n})^2 \cdot t_{st} .$$

6. Alegerea transformatoarelor de tensiune. Transformatoarele de tensiune se aleg pe baza următoarelor mărimi:

- tensiunea nominală primară,
- tensiunea nominală secundară,
- felul instalaţiei,
- puterea secundară,
- clasa de precizie.

Tensiunea nominală secundară este de obicei de 100 V. Pentru precizarea sarcinii secundare, se întocmeşte schema trifilară a sistemului de măsură cu încadrarea aparatelor de măsură. Trebuie să fie îndeplinită condiţia, ca

$$S_2 \leq S_{2n} .$$

La transformatoarele de tensiune, pe lîngă puterea nominală se defineşte şi o putere limită sau putere maximă, care e determinată de condiţii limită de încălzire. La această putere nu se mai respectă clasa de precizie.

Transformatoarele de tensiune nu se verifică la stabilitate dinamică şi termică, deoarece ele nu sînt supuse acţiunii curenţilor de scurtcircuit.

7. Alegerea barelor colectoare. Alegerea barelor colectoare se face pe baza următoarelor considerente:

- încălzirea barelor în regim normal de funcţionare,
- cheltuieli totale minime,
- stabilitatea electrodinamică la scurtcircuite,
- stabilitatea termică la scurtcircuite,
- căderе de tensiune.

Calculul barelor colectoare, din punctul de vedere al încălzirii în regim normal de funcţionare, se rezumă la determinarea sarcinii, la care rezultă o temperatură a barelor de 70°C, temperatura mediului ambiant fiind considerată de 25°C. Temperatura de 70°C apare ca o limită, deoarece la o temperatură mai ridicată se produce oxidarea îmbinărilor barelor, şi astfel creşterea rezistenţei lor. Deoarece forma barelor, precum şi modul de aşezare a lor poate prezenta varietate foarte mare, la care se manifestă în mod diferit efectul pelicular, efectul de apropiere etc., barele colectoare nu se calculează la încălzire, ci se aleg din tabele indicate în literatură, tabelele fiind întocmite experimental pe baza criteriilor arătate mai sus.

Calculul barelor colectoare din punct de vedere economic se face conform celor arătate la cap.V.B.6. Se poate remarca că secţiunea economică de obicei rezultă mai mare, decît cea impusă din considerente de încălzire.

Verificarea barelor colectoare la stabilitate electrodinamică constă din calculul solicitărilor din bare care apar la scurtcircuite sub influenţa curentului de şoc. Aceste solicitări nu trebuie să depăşească următoarele valori admisibile:

- cupru 1 400 kgf/cm^2
- aluminiu 700 kgf/cm^2
- oţel 1 600 kgf/cm^2.

Solicitările care apar în bare, se determină în modul indicat la cap. VII.H.1,b cu observaţia că dacă dimensiunile proprii ale barelor sînt considerabile faţă de dimensiunile dintre bare, în expresiile forţei trebuie să se ţină cont de un factor de formă.

In cazul folosirii pachetelor de bare, solicitarea la încovoiere are două componente, una datorită interacţiunii curenţilor din diferite faze şi cealaltă datorită interacţiunii curenţilor din barele aceluiaşi pachet.

Verificarea mecanică a barelor trebuie să cuprindă şi verificarea la rezonanţă.

Calculul stabilităţii termice se efectuează corespunzător cap. VII.H.2,b. Admiţînd drept temperatură iniţială a barelor 40°C, calculul indicat ne permite determinarea temperaturii finale a barelor, care trebuie să fie mai mică decît

- bare de cupru 300°C
- bare de aluminiu 200°C
- bare de oţel
  - cînd nu există legături directe la aparate 400°C
  - cînd există legături directe la aparate 300°C.

Barele colectoare trebuie verificate şi din punctul de vedere al căderilor de tensiune. In acest sens, rezistenţa barelor se neglijează şi se ia în consideraţie numai inductivitatea lor. Căderile de tensiune nu trebuie să depăşească 2%.

C. INSTALAŢIILE DE DISTRIBUŢIE ALE CENTRALELOR ŞI STAŢIILOR ELECTRICE

Instalaţia de distribuţie conţine totalitatea aparatelor de comutare, de protecţie, de măsură şi alte elemente auxiliare, care fiind legate conform unei scheme de conexiuni, servesc la primirea şi distribuirea energiei electrice. Se deosebesc două tipuri principale de instalaţii de distribuţie: interioare şi exterioare.

Instalaţiile de distribuţie interioare se construiesc în general la tensiuni pînă la 35 kV, deoarece în cazul tensiunilor mai ridicate, distanţele de izolaţie mărindu-se, clădirile corespunzătoare ar deveni exagerat de mari, ceea ce ar mări costul centralei, respectiv al staţiei. Totuşi, dacă mediul conţine substanţe cu acţiune vătămătoare, privind instalaţiile de distribuţie, ele se construiesc de tipul interior şi la tensiuni peste 35 kV.

Instalaţiile de distribuţie se construiesc sub formă exterioară la tensiuni peste 35 kV. De asemenea se utilizează instalaţii exterioare şi la tensiuni mai mici în cazul puterilor reduse (de exemplu, staţii rurale).

Centralele electrice, precum şi staţiile de transformare dispun de obicei de mai multe instalaţii de distribuţie de diferite tensiuni, ele fiind legate între ele prin transformatoare. Dintre acestea unele pot fi de tip interior, altele de tip exterior.

Considerentele de bază, care determină construcţia instalaţiilor de distribuţie, sînt siguranţa în exploatare, uşurinţa efectuării manevrelor, securitatea personalului şi realizarea instalaţiilor la cost redus.

1. Instalaţii de distribuţie interioare. Distanţele dintre elementele componente ale instalaţiei sînt dictate de condiţiile de izolaţie, ele depinzînd de tensiunea de lucru a instalaţiei. Cu scopul măririi siguranţei în funcţionare, aceste distanţe în realitate se iau mai mari, decît cele minime necesare. Elementele instalaţiei se plasează în celule, care pot fi aşezate fie într-un singur plan orizontal, fie în mai multe plane orizontale suprapuse, rezultînd instalaţii în mai multe etaje.

Barele colectoare se plasează întotdeauna în partea superioară a construcţiei. Separatoarele de bare se instalează imediat sub barele colectoare. Pentru a evita extinderea unui eventual arc de la separatoare la barele colectoare, ce poate lua naştere în urma unei manevre greşite la un separator, între separatoarele de bare şi barele colectoare se introduce un paravan de separaţie din material neinflamabil.

Intrerupătoarele sînt elementele de bază ale instalaţiilor de distribuţie; tipul întrerupătoarelor determină caracterul construcţiei instalaţiilor de distribuţie. Partea de construcţie, în care sînt plasate instalaţiile de distribuţie interioare, poate fi de două tipuri: construcţie monolită şi construcţie asamblată din elemente prefabricate. In ambele cazuri pereţii exteriori se execută din cărămidă, iar planşeele dintre etaje şi pentru acoperişuri din grinzi metalice şi beton armat. Pe cînd însă la construcţie monolită şi pereţii despăr-

ţitori se execută din cărămidă şi beton armat, în cazul construcţiilor din elemente prefabricate aceştia se execută din plăci uşoare de azbociment sau de gips, prinse de bare de oţel profilat.

Intrerupătoarele cu ulei mult prezintă pericolul exploziilor, motiv pentru care aplicarea lor impune folosirea construcţiilor monolite, deoarece fiecare întrerupător trebuie să aibă celula proprie izolată, de construcţie solidă. Intrerupătoarele, care nu prezintă pericolul exploziilor (de exemplu cele cu ulei puţin), nu trebuie izolate faţă de restul instalaţiilor; astfel, folosirea acestor întrerupătoare permite aplicarea construcţiilor din elemente prefabricate. Se menţionează că utilizarea elementelor prefabricate reduce costul construcţiilor.

Intrerupătoarele cu ulei mult, şi anume cele cu peste 60 kg ulei se instalează după cum s-a arătat, în camere separate fiecare, numite camere de explozie. Aceste camere nu pot avea comunicaţie spre restul celulelor, adică spre interiorul clădirii, ci uşile lor se deschid în mod obligatoriu fie spre exteriorul clădirii, fie către un coridor special, denumit coridor de explozie. Cu scopul limitării incendiului în caz de explozie a unui întrerupător, se iau măsuri de împiedicare a curgerii uleiului aprins. Astfel se pot executa praguri în uşa celulei, din material neinflamabil, sau bazine colectoare de ulei sub întrerupătoare. Aceste măsuri se iau în funcţie de cantitatea de ulei conţinut de întrerupător şi aşezarea celulei.

Astfel, de exemplu, dacă celula cu întrerupător se găseşte la parter, cu uşă comunicînd direct cu exteriorul, pînă la o cantitate relativ mare de ulei (600 kg) nu se ia nici o măsură de limitare a curgerii uleiului aprins. Dacă însă uşa celulei se deschide spre un coridor de explozie, măsurile indicate mai sus se aplică de la 60 kg ulei în sus.

In cazul folosirii întrerupătoarelor cu ulei puţin, pereţii despărţitori dintre celule se execută în modul deja arătat. Mai rămîne de menţionat că aceşti pereţi nu se ridică pînă la tavan, ci au o înălţime oarecare, ce trebuie să depăşească însă 1,7 m.

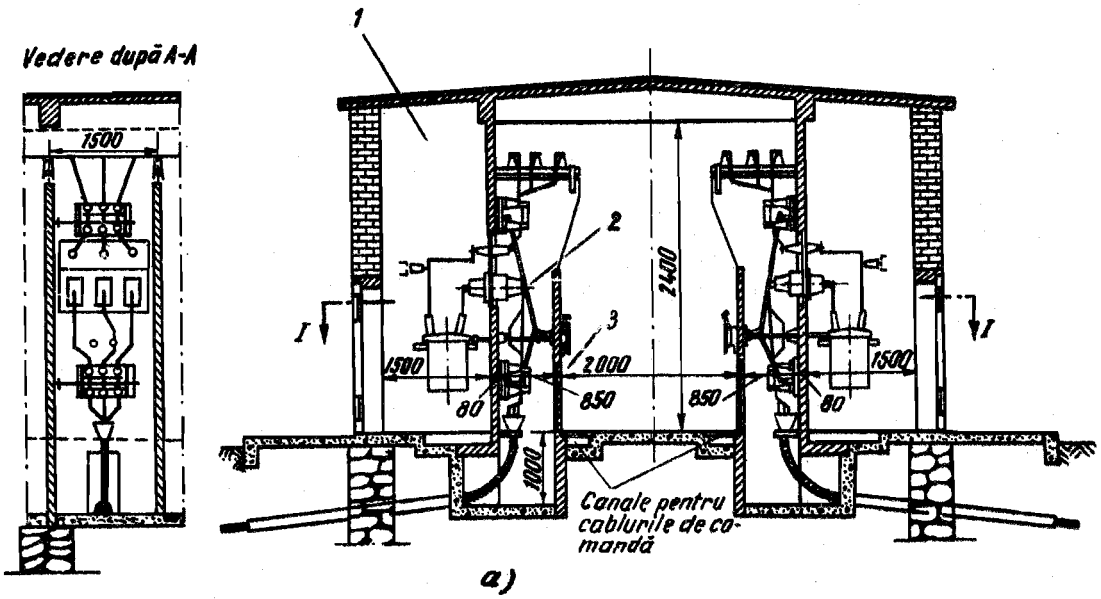
Separatoarele de linie, în cazul întrerupătoarelor cu ulei puţin sau fără ulei se pot monta în celulele întrerupătoarelor. In cazul întrerupătoarelor cu ulei mult, evident, ele sînt montate în afara celulelor întrerupătoarelor.

Reactoarele, în majoritatea cazurilor se montează în celule închise, separate, la parterul clădirii. Reactoarele de putere mai mică se instalează vertical. Cum însă reactoarele pentru curenţi mari (peste 1 5oo A), în caz de aşezare verticală, ar mări exagerat înălţimea clădirii, se preferă aşezarea orizontală.

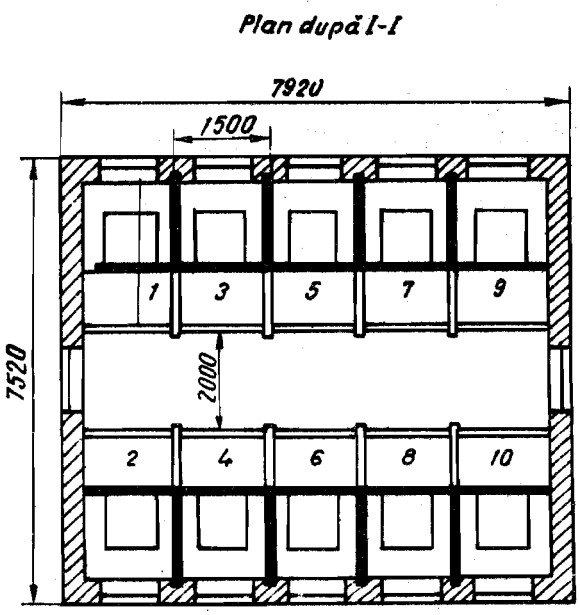
Celulele instalaţiilor de distribuţie, cuprinse în acelaşi plan orizontal, sînt înşirate pe un singur rînd sau pe două rînduri. Paralel cu rîndurile celulelor apar coridoare de acces şi coridoare de manevră. Dispozitivele de acţionare ale întrerupătoarelor şi separatoarelor se aşază pe coridoarele de manevră.

Intrările şi ieşirile de la instalaţiile de distribuţie se execută fie aerian, fie prin cabluri. Cablurile de forţă se scot din celule în exterior fie direct prin tuburi ceramice, fie prin canale sau tuneluri plasate în cuprinsul instalaţiei de distribuţie. Canalele sînt acoperite cu plăci demontabile, din materiale neinflamabile. Cablurile de control se plasează, de asemenea, în canale sau tuneluri care se situează de obicei sub coridoarele de manevră. Canalele, respectiv tunelurile cablurilor de control sînt însă separate de cele ale cablurilor de forţă. Dacă totuşi cele două tipuri de cabluri se plasează în acelaşi tunel, ele trebuie separate prin plăci neinflamabile.

Există forme foarte variate de amplasare a instalaţiilor de distribuţie, deoarece în cursul dezvoltării tehnicii au apărut soluţii care să satisfacă din ce în ce mai mult condiţiile impuse instalaţiilor de distribuţie enunţate la începutul acestui paragraf. Pentru a avea o imagine clară, prin schiţe, asupra acestor instalaţii, se execută secţiuni prin celulele instalaţiei după plane verticale şi se indică planul şi schema monofilară de amplasare a instalaţiei. Cele arătate sînt ilustrate printr-un exemplu, cuprins în figura XII.2o.



a)



b)

Nr. celulelor	1	3	5	7	9
Denumirea celulelor	PT-1	PT-2	Intr-1	PT-3	Tr. T
Antecelulă (partea inferioară)					
Camera de explozie a întrerup. cu ulei					
Antecelulă (partea superioară)					
Coridor de manevră					
Antecelulă (partea superioară)					
Camera de explozie a întrerup. cu ulei					
Antecelulă (partea superioară)					
Denumirea celulelor	PT-4	PT-5	Intr-2	PT-6	Tr. T
Nr. celulelor	2	4	6	8	10

c)

Fig. XII.2o. Instalaţie de distribuţie de 6-1o kV cu întrerupătoare cu ulei mult:
a) secţiune transversală prin celule; b) planul de amplasare a celulelor şi coridoarelor; c) schema monofilară de amplasare a instalaţiei de distribuţie: 1) celula întrerupătorului; 2) antecelulă; 3) coridor de manevră.

Se observă că avînd întrerupătoare cu ulei mult, ele sînt plasate în camere de explozie separate fiecare. Camerele de explozie au uşi, ce se deschid spre exteriorul clădirii, adică spre aer liber. Separatoarele sînt montate în antecelule. Pe liniile de plecare nu s-au montat reactoare. Ieşirile s-au executat prin cabluri, cablurile sînt scoase direct prin tuburi ceramice.

Celulele sînt amplasate pe două rînduri, între ele apare coridorul de manevră. Din schema monofilară de amplasare rezultă că din totalul de 1o celule, 2 sînt destinate intrării în staţie, 6 aparţin plecărilor în cabluri, iar 2 sînt destinate transformatoarelor de tensiune.

2. Instalaţii de distribuţie exterioare. Instalaţiile de distribuţie exterioare, în comparaţie cu cele interioare, necesită un volum mult mai redus de lucrări de construcţie, ceea ce e un avantaj mare al acestor instalaţii din punct de vedere economic. Pe lîngă acest avantaj fundamental, în favoarea instalaţiilor exterioare putem aminti, că ele permit adoptarea unor distanţe de izolaţie mari şi astfel se măreşte siguranţa în funcţionare a instalaţiilor, de asemenea, ele permit înlocuirea uşoară a echipamentului şi extinderea ulterioară a instalaţiilor. Faţă de aceste avantaje însă se pot aminti unele dezavantaje ale lor; astfel ele sînt supuse acţiunilor agenţilor atmosferici, variaţiilor mari de temperatură, murdăririi, ceea ce impune o execuţie mai costisitoare a lor; de asemenea, deservirea instalaţiilor de distribuţie exterioare este incomodă, în special iarna.

Se deosebesc două tipuri principale de instalaţii de distribuţie exterioare: înalte şi joase. Cele înalte au aparatajul dispus în mai multe plane orizontale suprapuse. Din cauza multiplelor dezavantaje, pe care le prezintă instalaţiile de distribuţie exterioare înalte, dintre care amintim, de exemplu, necesitatea de a ridica construcţii înalte şi complicate, ele nu s-au răspîndit şi se aplică numai în cazuri rare, cînd terenul e foarte limitat. Răspîndire largă au obţinut instalaţiile de distribuţie exterioare joase.

Elementele instalaţiilor de distribuţie exterioare se instalează şi se fixează de suporţi din lemn, oţel sau beton

armat. Suporţii de lemn nu s-au răspîndit, din cauza duratei de serviciu reduse. Se utilizează cel mult pînă la 35 kV. Suporţii din oţel prezintă multiple avantaje, motiv pentru care se utilizează frecvent. Ei se fixează în fundaţii de beton armat. Suporţii din beton armat, deşi prezintă dezavantajul greutăţii mari şi deci pun dificultăţi la transport totuşi s-au răspîndit în mare măsură din cauza durabilităţii şi din motive de economie de metale. Ei se pretează în special în cazul construcţiilor simple.

Barele colectoare ale instalaţiilor de distribuţie exterioare sînt bare flexibile şi numai rar se execută sub formă de bare rigide. Barele flexibile sînt conductoare multifilare neizolate, iar la tensiuni foarte mari conductoare tubulare elastice. Ele se fixează de suporţii instalaţiei cu ajutorul lanţurilor de izolatoare. Se preferă folosirea lanţurilor de izolatoare de întindere faţă de cele de susţinere, deoarece pe primele, depunerile de murdărie sînt mai reduse; de asemenea lanţurile de întindere sînt mai bine spălate de ploaie. Folosirea cu preferinţă a barelor flexibile suspendate faţă de cele rigide se explică prin aceea că fixarea barelor rigide impune folosirea izolatoarelor suport, care la tensiuni înalte prezintă cost mult mai ridicat, decît costul lanţurilor de izolatoare; de asemenea, fixarea barelor rigide cere un număr mai mare de izolatoare suport decît numărul lanţurilor de izolatoare, cerute de suspendarea barelor flexibile.

Distanţele dintre elementele instalaţiilor de distribuţie exterioare, precum şi dintre acestea şi părţile puse la pămînt, sînt impuse de condiţiile de izolaţie şi astfel depind de tensiunea instalaţiei. La alegerea distanţei dintre barele colectoare flexibile suspendate trebuie să se ţină cont de faptul că barele se pot apropia în urma acţiunii vîntului.

Intrerupătoarele cu ulei mult şi transformatoarele de forţă se instalează pe fundaţii de beton armat, a căror nivel superior trebuie să depăşească nivelul solului cu cel puţin 10 cm. Fundaţia e astfel construită, încît înglobează şi şine, pentru deplasarea uşoară a transformatorului. Pentru a limita curgerea uleiului în caz de deteriorare a cuvei transformatorului sau a întrerupătorului, sub acestea se plasează un strat de pietriş de cel puţin 25 cm grosime.

Intrerupătoarele cu ulei puţin, cele cu aer comprimat, separatoarele, transformatoarele de tensiune şi transformatoarele de curent se instalează pe postamente mai înalte, confecţionate din lemn, oţel sau beton armat, ca şi suporţii barelor colectoare flexibile. Inălţimea postamentelor se stabileşte astfel încît pe de o parte să se poată lucra uşor la aparatele fixate pe ele, pe de altă parte circulaţia persoanelor sub conductoarele de legătură dintre aparate să fie posibilă fără pericol.

Cablurile de forţă, care pleacă de la transformatoare, precum şi cablurile de control se plasează în tuneluri sau în canale, acoperite cu plăci demontabile.

Instalaţiile de distribuţie exterioare trebuie protejate împotriva supratensiunilor şi loviturilor directe de trăsnet, ceea ce se realizează cu ajutorul descărcătoarelor, conductoarelor de protecţie şi paratrăsnetelor. Descărcătoarele se montează pe postamente similare cu cele ale separatoarelor; uneori ele se plasează pe fundaţii joase de beton armat, împrejmuite din motive de securitate.

Pe teritoriul instalaţiilor de distribuţie exterioare se prevăd drumuri betonate. Pentru transportul transformatoarelor de putere mare se prevăd căi de rulare, care în cazul centralelor şi staţiilor de mare putere sînt în legătură cu calea ferată.

Instalaţiile de distribuţie exterioare au o împrejmuire generală. In interiorul teritoriului prevăzut pentru instalaţii, elementele au împrejmuire individuală numai dacă anumite părţi conducătoare de curent se găsesc la o distanţă mai mică faţă de sol, decît distanţele minime prescrise.

Prin modul de amplasare a aparatelor, şi instalaţiile de distribuţie exterioare pot fi considerate ca fiind compuse din celule. Se deosebesc următoarele celule:

- celulele liniilor de alimentare sau de plecare,
- celulele transformatoarelor de forţă,
- celulele întrerupătoarelor de cuplă transversală,
- celulele transformatoarelor de tensiune,
- celulele descărcătoarelor.

Celulele pot fi situate fie pe o singură parte a barelor colectoare, fie de ambele părţi.

Figura XII.21 reprezintă schema de conexiuni a unei staţii de 110 kV, figura XII.22 schema de amplasare a acestei staţii, iar figura XII.23 secţiunile transversale prin celulele staţiei. Instalaţia de distribuţie e realizată cu întreruptătoare cu ulei mult. Celulele sînt amplasate pe ambele părţi ale barelor colectoare.

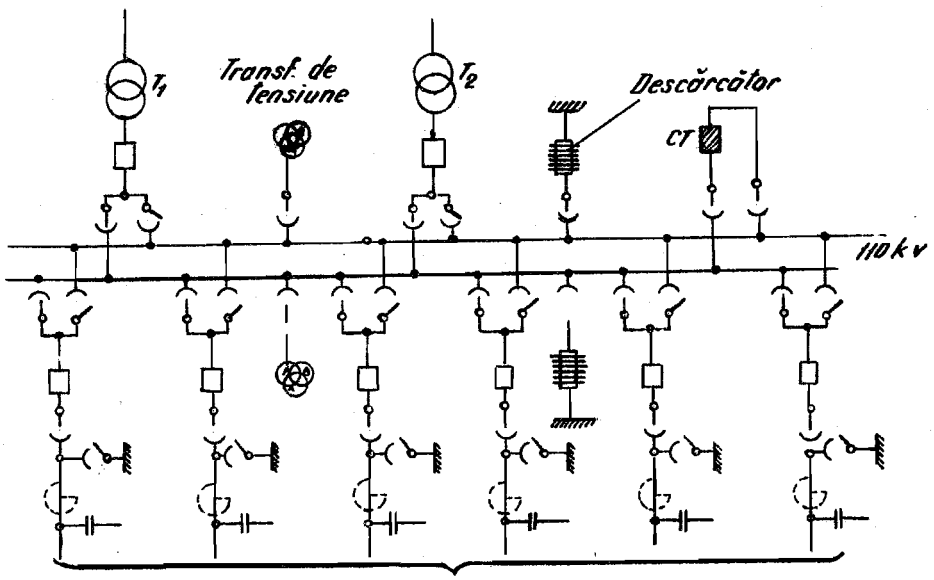


Fig. XII.21. Schema de conexiune a unei staţii exterioare de 110 kV.

3. <u>Instalaţii de distribuţie şi staţii prefabricate</u>. O formă de execuţie a instalaţiilor de distribuţie interioare este acea cu celule prefabricate. O celulă apare sub forma unui dulap cu carcasă metalică, care cuprinde toate aparatele aparţinînd unui racord, inclusiv aparatajul de măsură şi de protecţie. Celulele sînt confecţionate în fabricile constructoare în întregime, - la faţa locului se efectuează numai asamblarea celulelor, corespunzător schemei de conexiuni a instalaţiilor de distribuţie.

Izolaţia în interiorul celulelor se asigură prin aer, materiale izolante uscate, ulei sau mase izolante. Folosirea uleiului sau a maselor izolante permite realizarea celulelor cu dimensiuni mai mici, de asemenea permite confecţionarea

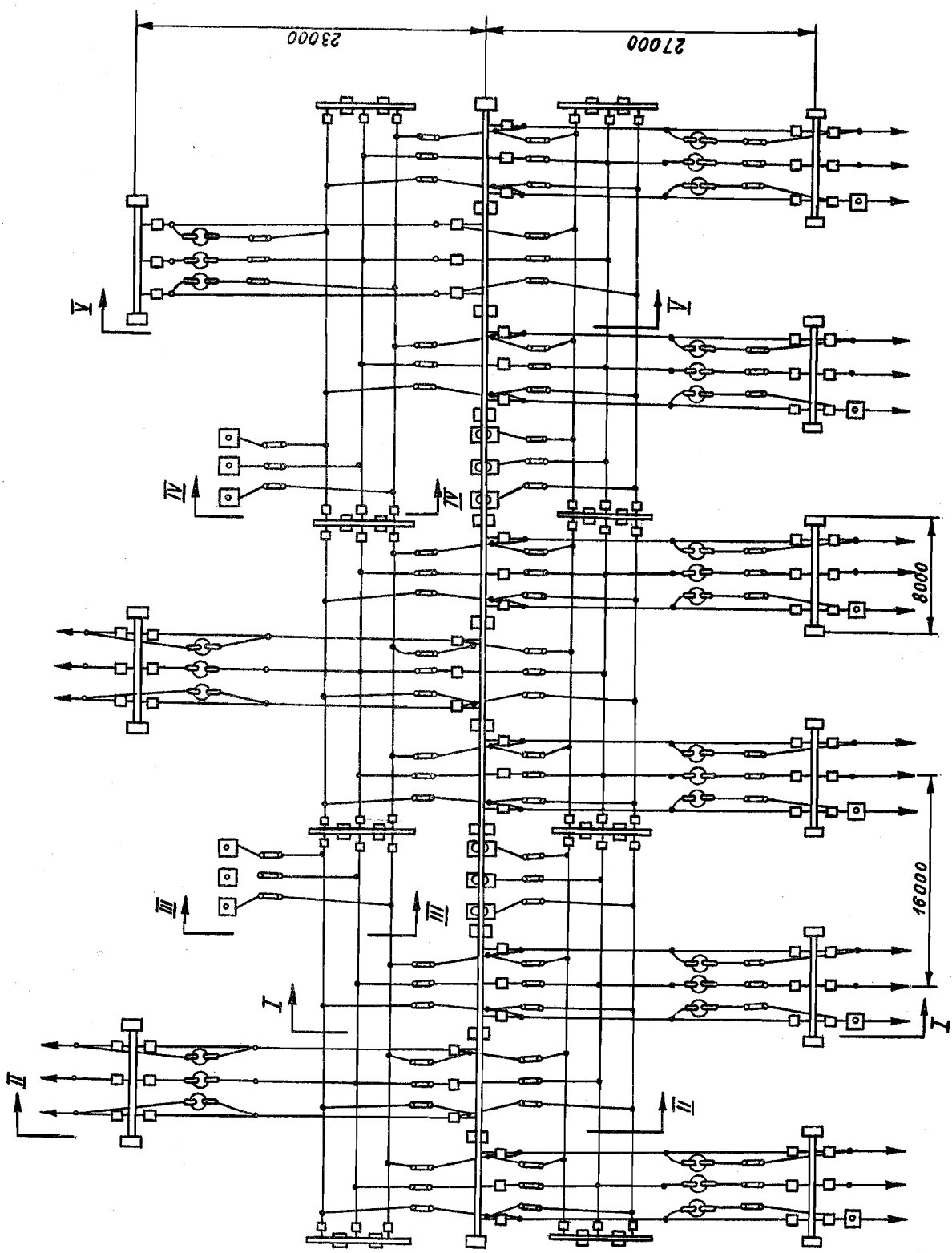


Fig. XII.22. Schema de amplasare a stației exterioare de 110 kV, reprezentate în principiu prin schema de conexiune din figura XII.17.

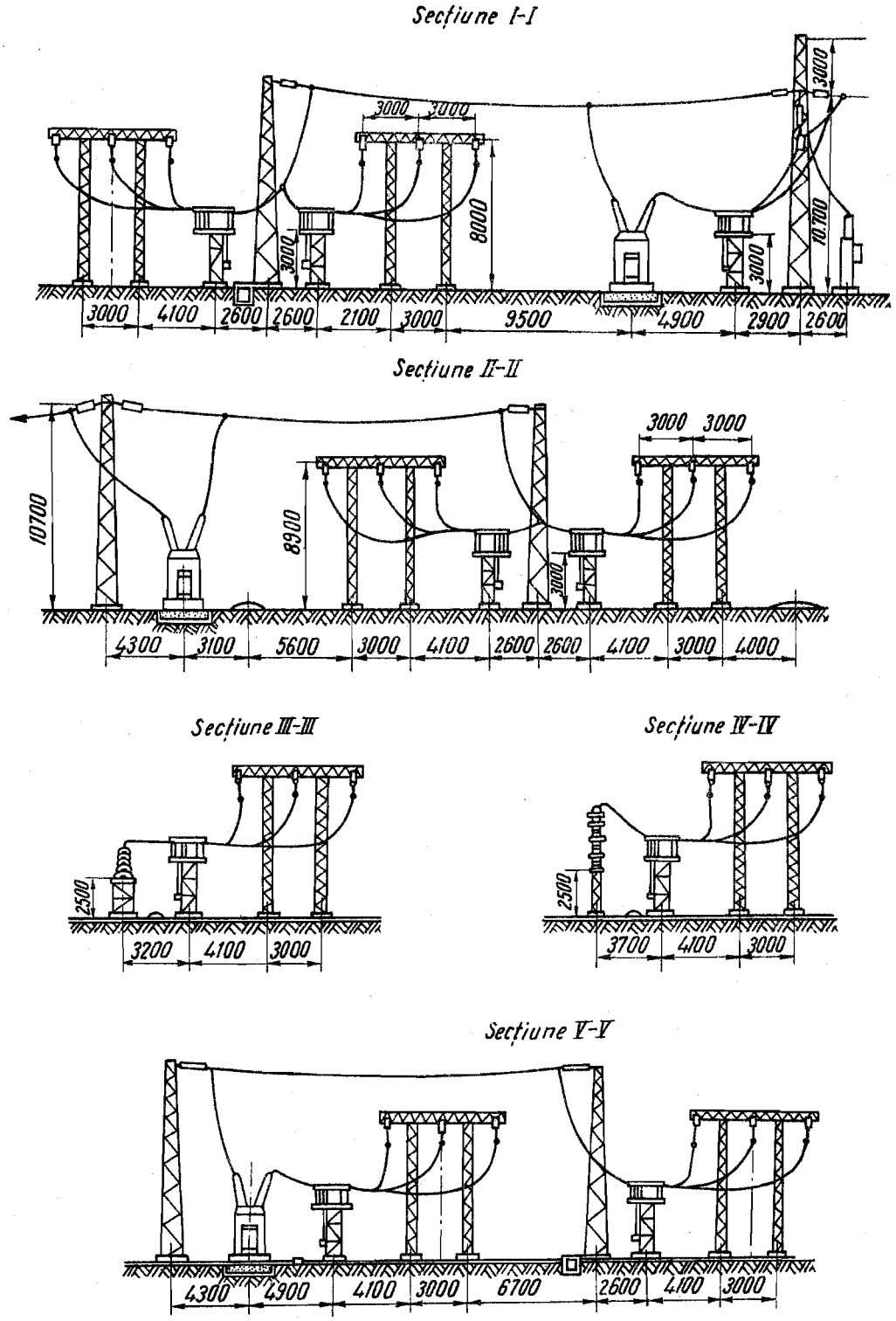


Fig. XII.23. Secţiuni transversale prin celulele instalaţiei de distribuţie exterioară. Secţiunea I-I. Secţiune transversală prin celula unei linii de plecare. Secţiunea II-II. Secţiune transversală prin celula transformatorului de forţă. Secţiunea III-III. Secţiune transversală prin celula transformatorului de tensiune. Secţiunea IV-IV. Secţiune transversală prin celula descărcătoarelor. Secţiunea V-V. Secţiune transversală prin celula cuplei transversale.

celulelor pentru tensiuni ridicate; în schimb pretinde confecţionarea unor celule etanşe, iar celulele respective prezintă pericolul exploziilor în exploatare. Din aceste motive s-au răspîndit celulele cu izolaţii uscate, pînă la 10 kV inclusiv.

Sub formă prefabricată se construiesc şi staţii de transformare, natural cu transformatoare de putere redusă.

In interiorul celulelor, întrerupătoarele de obicei se instalează pe cărucioare, care mişcîndu-se pe role, pot fi uşor scoase din celulă. Un sistem de blocare mecanică permite scoaterea căruciorului cu întrerupător numai cînd întrerupătorul e deschis.

Staţiile prefabricate se utilizează mai ales în cadrul întreprinderilor, la alimentarea unor sectoare mai restrînse.

D. SINCRONIZAREA GENERATOARELOR SINCRONE

Cuplarea unui generator sincron în paralel cu un alt generator sincron sau cu un sistem energetic se poate efectua în condiţiile egalităţii tensiunilor, egalităţii frecvenţelor şi coincidenţa fazelor. Operaţiile, prin care generatorul se aduce în situaţia care satisface condiţiile de mai sus, precum şi cuplarea la bare a generatorului, se numesc sincronizarea generatorului sincron.

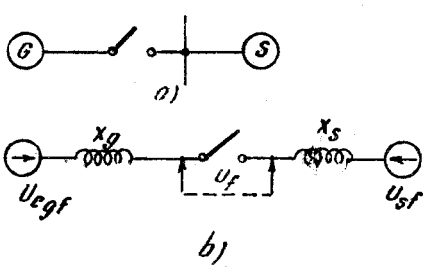


Fig. XII.24. Schema echivalentă pentru studiul cuplării unui generator la sistem.

1. <u>Fenomenele ce apar înaintea cuplării generatorului la bare</u>. Fenomenele electrice ce apar înaintea cuplării generatorului sincron la bare, precum şi cele din momentul cuplării şi după momentul cuplării, se pot studia pe baza schemei din figura XII.24. Sistemul electric la care se cuplează generatorul se reprezintă printr-un generator echivalent, notat cu S. Schema din figura XII.24,b scoate în evidenţă mărimile electrice caracteristice ale schemei din figura XII.24,a:

U_{egf} este valoarea efectivă a tensiunii electromotoare a generatorului ce se cuplează;

U_{Sf} - valoarea efectivă a tensiunii electromotoare a generatorului echivalent cu sistemul;

X_g - reactanţa generatorului care se cuplează;

X_S - reactanţa generatorului echivalent cu sistemul.

Se va nota cu U_f valoarea efectivă a tensiunii la bornele întrerupătorului de cuplare. Observînd că această tensiune e diferenţa dintre tensiunea generatorului G şi a generatorului echivalent S, se poate scrie

$$u_f = u_{e_{gf}} - u_{Sf} ,$$

unde relaţia cuprinde valorile momentane ale mărimilor corespunzătoare.

Tensiunile indicate avînd o lege de variaţie sinusoidală în raport cu timpul, relaţia de mai sus se poate scrie sub formă complexă

$$\bar{U}_{f_t} = \bar{U}_{e_{gf_t}} - \bar{U}_{Sf_t}$$

unde

$$\bar{U}_{egf_t} = U_{egf} e^{j(\omega_g t + \varphi_g)}$$

$$\bar{U}_{Sf_t} = U_{Sf} e^{j(\omega_S t + \varphi_S)}$$

ω_g şi ω_S reprezentînd pulsaţiile tensiunilor celor două generatoare, iar φ_g şi φ_S indicînd fazele iniţiale ale acestor tensiuni pentru t = o.

Pe baza diagramei tensiunilor din figura XII.25 se poate stabili valoarea numerică şi faza tensiunii rezultante U_f

$$U_f = \sqrt{U_{egf}^2 + U_{Sf}^2 - 2\, U_{egf}\, U_{S_f} \cos \sigma} , \qquad (XII.1)$$

unde

$$\sigma = (\omega_g - \omega_S)t + (\varphi_g - \varphi_S)$$

sau notînd $\varphi_g - \varphi_S = \varphi$

$$\sigma = (\omega_g - \omega_S)t + \varphi .$$

Cota 10065/1

Rezultă faza

$$tg(\alpha - \omega_s t - \varphi_s) = \frac{U_{e_{gf}} \sin \delta}{U_{e_{gf}} \cos \delta - U_{Sf}},$$

de unde

$$\alpha = \omega_s t + \varphi_s + \text{arc tg} \frac{U_{e_{gf}} \sin \delta}{U_{e_{gf}} \cos \delta - U_{Sf}}. \qquad \text{(XII.2)}$$

Expresia tensiunii U_f sub formă complexă va fi

$$\bar{U}_{f_t} = U_f e^{j\alpha}.$$

Analizînd expresia (XII.1) a valorii efective a tensiunii U_f, se constată că ea nu e constantă în raport cu timpul. Într-adevăr, deşi valorile efective Ue_{gf}, respectiv U_{Sf} sînt constante, valoarea efectivă U_f rezultă variabilă în raport cu timpul datorită modificării unghiului δ din cauza inegalităţii $\omega_g \neq \omega_s$. Limitele între care oscilează valoarea efectivă U_f se pot obţine făcînd pe cos δ egal cu 1, respectiv cu -1. Rezultă limitele $U_{f_{min}} = U_{e_{gf}} - U_{Sf}$ şi $U_{f_{max}} = U_{e_{gf}} + U_{Sf}$. Prima limită ($U_{f_{min}}$) corespunde situaţiei cînd cele două tensiuni Ue_{gf} şi U_{Sf} ajung în fază, a doua limită corespunde opoziţiei de fază a celor două tensiuni.

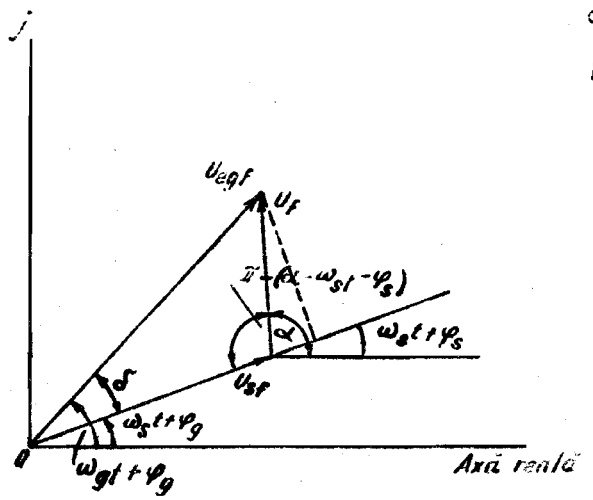


Fig. XII.25. Diagramă fazorială a tensiunilor înaintea cuplării generatorului la barele sistemului.

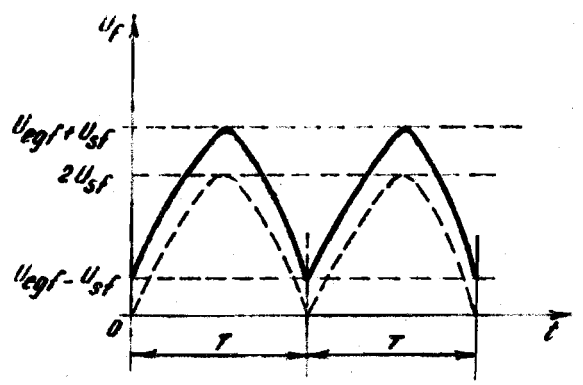


Fig. XII.26. Variaţia tensiunii la bornele întrerupătorului de cuplare a generatorului la sistem.

Figura XII.22 reprezintă variaţia în timp a valorii efective a tensiunii U_f la bornele întrerupătorului de cuplare. La trasarea diagramei s-a considerat că originea timpului se fixează într-un moment în care $\delta = 0$, ceea ce înseamnă $\varphi_g - \varphi_S = 0$, cu alte cuvinte înseamnă coincidenţa de fază dintre Ue_{gf} şi U_{Sf}. Din legea de variaţie (XII.1) a lui U_f se poate deduce simplu că

$$T = \frac{2\pi}{\omega_g - \omega_S} = \frac{1}{f_g - f_S} .$$

In cazul particular, cînd $Ue_{gf} = U_{Sf}$, limitele de variaţie a valorii efective a lui U_f vor fi $2\,U_{Sf}$ şi 0, obţinînd curba trasată cu linie întreruptă în figura XII.26. Această curbă poate fi exprimată matematic, dacă în relaţia (XII.1) se consideră $U_{e_{gf}} = U_{Sf}$. In acest caz rezultă

$$U_f = 2\,U_{Sf} \sin \frac{\delta}{2} .$$

Se menţionează că numai valorile pozitive ale funcţiei trigonometrice de mai sus pot fi luate în consideraţie.

2. <u>Cuplarea generatorului sincron la bare</u>. In momentul cuplării generatorului sincron la bare apare un şoc de curent el fiind determinat de existenţa diferenţei dintre tensiunea $\bar{U}e_{gf}$ şi $\bar{U}_{Sf}$, adică tocmai de tensiunea $\bar{U}_f$ analizată mai înainte. Şocul de curent solicită termic şi dinamic instalaţia, cu consecinţele corespunzătoare. Pentru a nu avea şoc de curent, trebuie ca în momentul cuplării U_f să fie nul. Din expresia (XII.1) se constată că U_f e nul, dacă următoarele două condiţii sînt îndeplinite

$$U_{e_{gf}} = U_{Sf} \quad , \qquad \delta = 0$$

De aici rezultă că cuplarea trebuie aă aibă loc la egalitatea tensiunilor Ue_{gf} şi U_{Sf} şi la coincidenţa de fază a lor. In realitate în momentul cuplării, condiţiile indicate de obicei nu sînt riguros îndeplinite, ceea ce cauzează apariţia şocului de curent.

In continuare se va analiza natura şocului de curent pentru două cazuri, şi anume cînd fie una, fie cealaltă din cele două condiţii anterior enunţate, nu sînt îndeplinite.

Se consideră $U_{e_{gf}} \neq U_{Sf}$

$$\delta = 0.$$

Conform relaţiei (XII.1)

$$U_f = U_{e_{gf}} - U_{Sf}$$

şi în consecinţă apare curentul de şoc

$$i_{şoc} = \frac{1,8 \cdot \sqrt{2}(U_{e_{gf}} - U_{Sf})}{X''_g + X''_S}$$

sau exprimat prin mărimi relative

$$i^*_{şoc} = \frac{1,8 \cdot \sqrt{2}(U^*_{e_{gf}} - U^*_{Sf})}{X''^*_g + X''^*_S} .$$

Curentul este determinat de valorile supratranzitorii ale reactanţelor generatorului şi ale generatorului echivalent cu sistemul.

Considerînd un caz dezavantajos, şi anume cînd generatorul se cuplează la un sistem de putere infinită, deci $X''^*_S = 0$, iar pentru reactanţa generatorului se ia o valoare mică $X''^*_g = 0,12$, rezultă că pentru a avea un curent de şoc egal cu curentul nominal, trebuie să apară o abatere a tensiunilor de

$$\frac{1,8 \cdot \sqrt{2}(U^*_{e_{gf}} - U^*_{Sf})}{0,12} = 1$$

$$U^*_{e_{gf}} - U^*_{Sf} \cong 0,05 ,$$

adică de 5%. De aici rezultă că abateri relativ importante de la condiţia egalităţii tensiunilor duc la curenţi de şoc relativ mici. Pe baza diagramei din figura XII.27 se poate constata că curen-

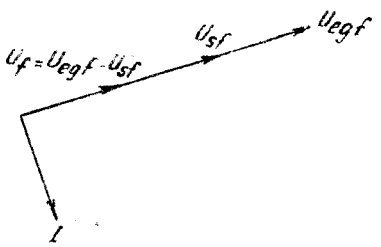


Fig. XII.27. Determinarea fazei curentului la cuplarea generatorului la sistem în condiţiile $U^*_{e_{gf}} \neq U^*_{Sf}$, $\delta = 0$.

tul ce apare e pur reactiv, ceea ce înseamnă că el nu duce la apariţia unui şoc de putere la arborele agregatului turbină-generator sincron.

Se consideră cazul al doilea

$$U_{egf} = U_{Sf} ,$$

$$\delta \neq 0 .$$

Conform relaţiei (XII.1), tensiunea rezultantă va fi

$$U_f = \sqrt{2U_{Sf}^2 - 2U_{Sf}^2 \cos\delta} = 2U_{Sf} \sin\frac{\delta}{2} ,$$

care va determina curentul de şoc

$$i^*_{şoc} = \frac{1,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 2U^*_{Sf}}{X''^*_g + X''^*_S} \sin\frac{\delta}{2} .$$

Deoarece curentul de şoc variază cu sinusul semiunghiului de defazaj dintre cele două tensiuni şi cum la sincronizare nu este întotdeauna posibil să se asigure defazaje mici, abaterile de la condiţia de coincidenţă de fază a tensiunilor provoacă apariţia unor curenţi de şoc relativ mari. Curentul de şoc maxim ce poate să apară, în cazul de faţă (la $\sin\frac{\delta}{2} = 1$) e de două ori mai mare decît curentul de şoc maxim ce poate să apară în cazul anterior tratat (la $U_{egf} = 0$).

Pe baza diagramei indicate în figura XII.28 se poate constata că deoarece curentul e reactiv în raport cu tensiunea rezultantă U_f, el are o considerabilă componentă activă faţă de tensiunea generatorului U_{egf}. De aici rezultă apariţia şocului de putere activă la conectare, ce determină solicitarea mecanică a maşinii primare sub

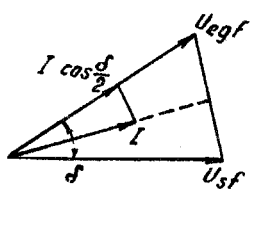


Fig.XII.28.Determinarea fazei curentului la cuplarea generatorului la sistem în condiţiile $U_{gf} = U_{Sf}$, $\delta \neq 0$.

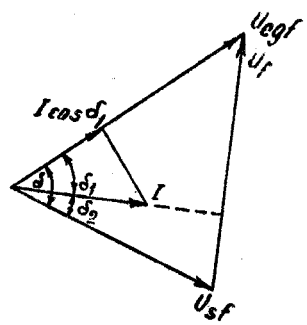


Fig.XII.29.Determinarea fazei curentului la cuplarea generatorului la sistem în condiţiile $U_{gf} \neq U_{sf}$, $\delta \neq 0$.

formă de şoc. Asemenea solicitări, dacă depăşesc anumite limite, pot duce la avarierea maşinii primare.

In cazul general, cînd $U_{gf} \neq U_{Sf}$ şi $\delta \neq 0$, apare suprapunerea celor două cazuri analizate. Diagrama din figura XII.29 scoate în evidenţă şocul de putere activă ce apare în acest caz.

Se poate trage concluzia că pe cînd inegalitatea tensiunilor nu are urmări grave, nici cantitativ, nici calitativ, necoincidenţa fazelor la conectare duce la şocuri de curent relativ mari, cu acţiune mecanică şi asupra maşinii primare.

3. <u>Condiţiile intrării în sincronism a generatorului sincron cuplat la bare</u>. Pentru ca generatorul sincron cuplat la bare să se menţină în sincronism, pe lîngă cele două condiţii indicate anterior trebuie să fie satisfăcută şi condiţia egalităţii frecvenţelor

$$\omega_g = \omega_S .$$

In practică, această condiţie nu este riguros îndeplinită. Astfel se pune problema stabilirii abaterii maxime a frecvenţelor, la care încă generatorul cuplat se menţine în sincronism.

După ce generatorul a fost cuplat la bare, asupra lui acţionează următoarele cupluri:

- C_m este cuplul de antrenare dezvoltat de motorul primar, care se presupune constant;
- C_o - cuplul de frînare determinat de pierderile mecanice şi pierderile în fier din generator, presupus de asemenea constant;
- C - cuplul electromagnetic, care corespunde puterii electromagnetice sincrone, - avînd expresia de forma

$$C = C_{max} \sin \delta ,$$

pentru un generator cu rotor simetric,

- C_{as} - cuplul asincron, de forma

$$C_{as} = K_{as} \frac{d\delta}{dt} ,$$

care apare datorită interacţiunii dintre cîmpul magnetic rotitor şi curenţii din înfăşurarea de excitaţie, din fierul rotorului şi din înfăşurarea de amortizare, ce apar la o deplasare relativă a cîmpului magnetic rotitor faţă de rotor,

- C_i - cuplul de inerţie corespunzător acceleărării părţilor în rotaţie

$$C_i = \frac{I}{p} \cdot \frac{d^2\sigma}{dt^2} .$$

Ecuaţia echilibrului cuplurilor

$$C_m = C_o + C + C_{as} + C_i .$$

Deoarece cuplarea agregatului se produce după ce agregatul a ajuns la o turaţie staţionară (diferită de cea sincronă), - se poate scrie $C_m = C_o$ şi astfel ecuaţia cuplurilor devine

$$C + C_{as} + C_i = o,$$

adică

$$C_{max} \sin \sigma + K_{as} \cdot \frac{d\sigma}{dt} + \frac{I}{p} \cdot \frac{d^2\sigma}{dt^2} = o.$$

Această ecuaţie determină variaţia unghiului σ în funcţie de timp. Menţinerea în sincronism a rotorului e asigurată, dacă acesta executînd anumite pendulări, unghiul σ nu depăşeşte valori limite bine precizate. In acest caz, oscilaţiile rotorului vor fi amortizate, generatorul tinzînd spre funcţionare sincronă.

Din punctul de vedere al intrării în sincronism prezintă importanţă doar limitele, între care au loc oscilaţiile. Pentru simplificarea calculelor se va renunţa la considerarea termenului $K_{as} \frac{d\sigma}{dt}$ din ecuaţia diferenţială de mai sus: astfel ecuaţia ce se obţine, va reflecta oscilaţii neamortizate, deci amplitudini mărite faţă de cele reale, dînd rezultate acoperitoare. Astfel se obţine ecuaţia diferenţială

$$\frac{I}{p} \cdot \frac{d^2\sigma}{dt^2} + C_{max} \sin \sigma = o.$$

Notînd $\omega_r = \omega_g - \omega_S$, considerăm că cuplarea generatorului se produce la o pulsaţie relativă ω_{ro} şi la un unghi de decalaj δ_o. Presupunînd $\omega_g > \omega_S$, înseamnă că unghiul δ după cuplare creşte. Menţinerea în sincronism e asigurată, dacă δ nu depăşeşte valoarea limită π . Se menţionează că cuplul electromagnetic are o acţiune de frînare asupra rotorului şi îi imprimă deci o micşorare a vitezei unghiulare. Astfel condiţia de mai sus revine la a spune că ω_r trebuie să se anuleze la $\delta < \pi$.

Reluînd ecuaţia diferenţială de mai înainte, i se pot aduce următoarele transformări:

Tinînd cont că

$$\omega_r = \omega_g - \omega_S = \frac{d\delta}{dt} ,$$

deci

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{d^2\delta}{dt^2}$$

şi înmulţind ecuaţia diferenţială cu $\omega_r = \frac{d\delta}{dt}$, rezultă

$$-\frac{I}{p} \cdot \frac{d\omega_r}{dt} \cdot \omega_r = C_{max} \sin\delta \frac{d\delta}{dt}$$

adică

$$-\frac{I}{p} \cdot \omega_r \, d\omega_r = C_{max} \sin\delta \, d\delta .$$

Conform celor anterior arătate urmează ca ecuaţia obţinută să fie integrată între limitele

$$\omega_r = \omega_{ro} \qquad \omega_r = 0$$

$$\delta = \delta_o \qquad \text{şi} \qquad \delta \leq \pi$$

deci

$$-\frac{I}{p} \int_{\omega_{ro}}^{0} \omega_r \, d\omega_r = C_{max} \int_{\delta_o}^{\pi} \sin\delta \, d\delta ,$$

de unde rezultă după efectuarea calculelor

$$\frac{I}{2p} \cdot \omega_{ro}^2 = C_{max} (1+\cos \delta_o).$$

Această ecuaţie exprimă condiţia limită de intrare în sincronism a generatorului. Dacă se cunoaşte δ_o, la care se produce cuplarea generatorului, pulsaţia relativă ω_{ro} în momentul cuplării trebuie să fie mai mică, decît cea determinată de ecuaţia de mai sus. Invers, dacă se cunoaşte pulsaţia relativă ω_{ro} din momentul cuplării, unghiul δ_o la care se produce cuplarea trebuie să fie mai mic decît cel determinat de ecuaţia de mai sus.

Relaţia analizată scoate în evidenţă, că din punctul de vedere al intrării în sincronism, semnul lui δ_o şi al lui ω_o nu prezintă interes.

4. Metodele de sincronizare. Procesul de sincronizare are loc în două etape:

- prima etapă cuprinde manevrele, care duc la egalizarea tensiunilor şi a frecvenţelor,

- a doua etapă constă din cuplarea generatorului la bare, care trebuie să aibă loc în momentul cînd e satisfăcută şi condiţia de coincidenţă de fază a celor două tensiuni.

Operaţiile ambelor etape ale sincronizării pot fi efectuate fie manual, fie automat. Egalizarea tensiunilor şi a frecvenţelor pe cale automată se realizează cu aşa-zisele egalizatoare de tensiune, respectiv de frecvenţă. Verificarea condiţiilor sincronizării, precum şi comanda automată a închiderii întrerupătorului în momentul favorabil se execută de către aparatul de punere în paralel. Toate dispozitivele, care realizează operaţiile aparţinînd ambelor etape ale sincronizării, formează aşa-numitul sincronoscop.

Operaţiile, aparţinînd primei etape ale sincronizării se pot efectua relativ simplu şi uşor pe cale manuală. Realizarea etapei a doua pe cale manuală, adică cuplarea manuală a generatorului la bare prezintă deficultăţi, - deoarece o eventuală greşeală în efectuarea acestei manevre poate avea consecinţe defavorabile grave. Din aceste motive. foarte frecvent procesul de sincronizare se automatizează doar parţial şi anume

se efectuează manual egalizarea tensiunilor şi a frecvenţelor şi se automatizează controlul îndeplinirii celor trei condiţii ale sincronizării şi comanda cuplării generatorului la bare.

Autosincronizarea este un procedeu aparte de sincronizare automată, care se va analiza mai jos.

a) Sincronizarea manuală. Sincronizarea manuală înseamnă efectuarea manuală a tuturor operaţiilor sincronizării. Procedeul de sincronizare manuală e cunoscut din Cursul de maşini electrice.

b) Sincronizarea automată. Operaţiile, aparţinînd primei etape ale sincronizării, sînt aceleaşi cu cele executate de regulatoarele automate de tensiune şi de frecvenţă. Totuşi, pe cînd regulatoarele amintite realizează un reglaj cu abateri foarte mici, reglarea tensiunii şi a frecvenţei în vederea sincronizării apare ca un reglaj brut. De aceea, pentru egalizarea tensiunilor şi frecvenţelor, la sincronizare nu se utilizează regulatoarele automate de tensiune şi de frecvenţă a agregatelor, ci dispozitive aparte, denumite egalizatoare de tensiune, respectiv egalizatoare de frecvenţă.

Dispozitivul automat de sincronizare, după ce verifică dacă condiţiile sincronizării sînt satisfăcute, trebuie să comande închiderea întrerupătorului în aşa fel ca momentul închiderii să aibă loc la $\delta = 0$. Aceasta presupune ca dispozitivul să dea comanda de închidere a întrerupătorului cu o oarecare anticipare faţă de momentul cînd $\delta = 0$, deoarece atingerea contactelor întrerupătorului are loc cu o oarecare întîrziere faţă de comanda închiderii acestuia. După felul cum realizează dispozitivul această anticipare, deosebim:

- sincronizatoare cu unghi constant de anticipare,
- sincronizatoare cu timp constant de anticipare.

In cazul sincronizatorului cu unghi constant de anticipare, comanda de închidere a întrerupătorului se dă cu un unghi constant înainte de momentul cînd unghiul electric δ ia valoarea zero (respectiv un multiplu de 2π). Să notăm acest unghi cu δ_a (unghi de anticipare).

Figura XII.3o reprezintă variaţia în timp a tensiunii rezultante U_f la trei frecvenţe relative ω_r diferite, în ordine descrescătoare. S-a presupus egalitatea tensiunilor $U_{e_{gf}} = U_{Sf}$. Notăm cu t_i timpul propriu de acţionare a aparatajului,

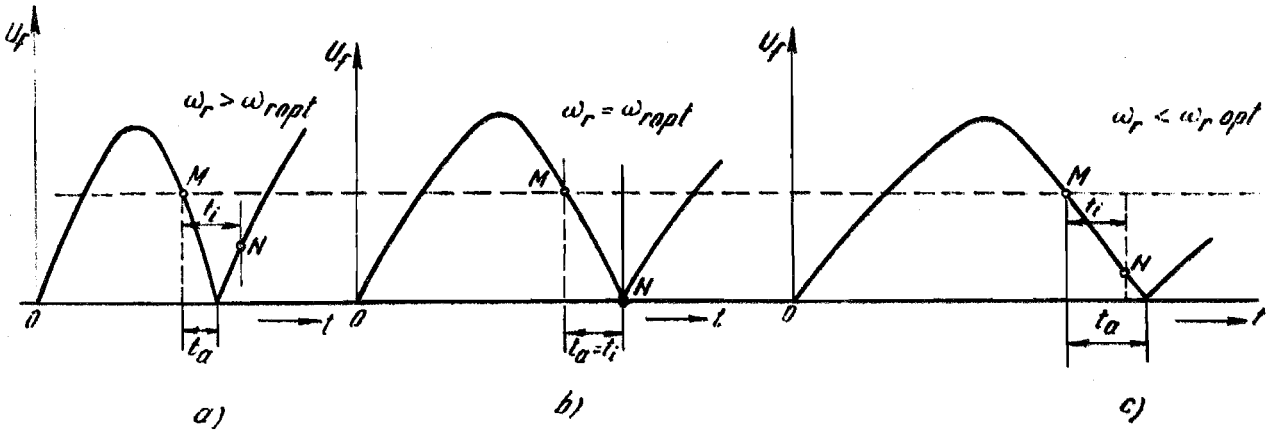


Fig. XII.3o. Determinarea momentului cuplării generatorului la sistem în cazul sincronizării automate cu unghi constant de anticipare.

adică intervalul de timp, între momentul aplicării comenzii de închidere a întrerupătorului şi momentul închiderii efective a întrerupătorului. Dacă comanda de închidere a întrerupătorului se dă cu un unghi de anticipare σ_a, aceasta înseamnă că trecerea prin nul a tensiunii U_f va avea loc după timpul

$$t_a = \frac{\sigma_a}{\omega_r} .$$

Dacă e îndeplinită condiţia

$$t_a = t_i ,$$

închiderea întrerupătorului va avea loc chiar în momentul trecerii prin zero a tensiunii U_f, adică la $\sigma = o$. Pulsaţia relativă, la care $t_a = t_i$, o denumim pulsaţie relativă optimă (ω_{ropt}).

In diagramele din figura XII.3o s-a notat cu M momentul cînd se dă comanda închiderii întrerupătorului, iar momentul închiderii întrerupătorului s-a notat cu N. Figura XII.3o,b reprezintă cazul $\omega_r = \omega_{ropt}$, adică $t_a = t_i$.

Dacă $\omega_r > \omega_{ropt}$ (fig. XII.3o,a), la acelaşi unghi de anticipare timpul de anticipare rezultă mai mic, adică în acest caz rezultă $t_i > t_a$, de unde se deduce că închiderea întreruptorului va avea loc cu oarecare întîrziere faţă de momentul trecerii prin zero a tensiunii U_f, adică la un $\delta \neq o$.

Dacă $\omega_r < \omega_{ropt}$ (fig.XII.3o,c), rezultă la acelaşi unghi de anticipare un timp de anticipare mai mare, decît în cazul cînd $\omega_r = \omega_{ropt}$. In acest caz $t_i < t_a$, de unde se constată că închiderea întrerupătorului va avea loc cu oarecare anticipare faţă de momentul trecerii prin zero a tensiunii U_f, adică şi în acest caz la $\delta \neq 0$.

Din cele arătate rezultă că închiderea întrerupătorului în momentul dorit, adică la $\delta = o$, va avea loc numai la o singură valoare a frecvenţei generatorului, şi anume la care

$$\omega_g - \omega_S = \omega_{ropt} .$$

La frecvenţele generatorului diferite de cea determinată de relaţia indicată, cuplarea întrerupătorului se va produce la $\delta \neq o$, adică cu oarecare eroare. Această eroare se poate exprima sub formă de unghi în felul următor

$$\Delta\delta = \omega_r t_i - \delta_a . \qquad (XII.3)$$

Deoarece

$$\delta_a = \omega_{ropt} t_i$$

se mai poate scrie

$$\Delta\delta = \delta_a \left(\frac{\omega_r t_i}{\delta_a} - 1 \right)$$

adică

$$\Delta\delta = \delta_a \left(\frac{\omega_r}{\omega_{ropt}} - 1 \right).$$

Intr-un paragraf anterior s-a arătat că intrarea în sincronism a generatorului e asigurată, dacă e îndeplinită condiţia

$$\frac{I}{2p} \cdot \omega_{ro}^{2} \leq C_{max} (1 + \cos \delta_a), \qquad (XII.4)$$

unde ω_{ro} şi δ_o sînt valorile mărimilor respective din momentul închiderii întrerupătorului. Deoarece $\Delta\delta$ din relaţiile anterioare reprezintă tocmai unghiul electric la conectare, din relaţia (XII.3 şi XII.4) rezultă condiţia finală, ce determină valorile limite ale lui ω_r, la care se produce sincronizarea

$$\frac{I}{2p} \omega_{rlim}^{2} = C_{max} \left[1 + \cos (\omega_{rlim} t_i - \delta_a)\right].$$

In cazul sincronizatorului cu timp constant de anticipare, comanda de închidere a întrerupătorului are loc cu un interval de timp constant înaintea trecerii prin zero a tensiunii rezultante U_f, adică înainte ca unghiul δ să obţină valoarea zero, respectiv multiplu de 2π. Dacă timpul de anticipare se ia egal cu timpul propriu de acţionare a aparatajului, momentul conectării va coincide cu momentul în care $\delta = 0$, independent de valoarea pulsaţiei relative. Astfel sincronizatoarele cu timp constant de anticipare nu prezintă erorile sistematice, pe care le prezintă sincronizatoarele cu unghi constant de anticipare şi care derivă chiar din principiul lor de funcţionare.

c) Autosincronizarea. Metodele de sincronizare automată descrise sînt denumite şi metode de sincronizare automată precisă. Ele permit efectuarea operaţiilor de sincronizare într-un timp relativ scurt şi cu şocuri de putere activă şi reactivă mici. Dacă însă frecvenţa sistemului nu e constantă, ci oscilează, durata sincronizării automate precise se lungeşte. De asemenea, dacă tensiunea sistemului scade, erorile sincronizatoarelor cresc, ele ies chiar din funcţiune. Din cele arătate rezultă că sincronizatoarele automate nu-şi îndeplinesc rolul în regim de avarie.

O metodă de sincronizare foarte recomandată, în special în regim de avarie, este sincronizarea automată aproximativă

sau autosincronizarea. Procesul de autosincronizare constă în următoarele: generatorul sincron neexcitat se aduce la o turaţie apropiată de turaţia sincronă, apoi se cuplează la bare. După cuplarea la bare se aplică excitaţia, ceea ce asigură atragerea în sincronism a generatorului. Se remarcă însă că atragerea în sincronism a generatorului, adică reuşita auto - sincronizării nu e asigurată în toate cazurile.

Inainte de cuplarea la bare, asupra generatorului acţionează cuplul de antrenare C_1 dezvoltat de motorul primar şi cuplul de frînare C_0' determinat de pierderile mecanice. Ambele cupluri sînt variabile în raport cu turaţia. Rezultă că sub influenţa acestor două cupluri, agregatul tinde să obţină o anumită turaţie bine precizată, la care cele două cupluri sînt egale. Această turaţie în general e diferită de cea sincronă. După cuplarea la bare a generatorului, regimul de funcţionare fiind asincron, apare cuplul asincron, care apropie turaţia de turaţia sincronă. Astfel, cuplul asincron are o influenţă considerabilă asupra procesului de autosincronizare, creînd condiţii favorabile intrării în sincronism a generatorului.

Atragerea în sincronism a rotorului poate avea loc numai după aplicarea excitaţiei, sub influenţa cuplului sincron. Scriind expresiile tuturor cuplurilor, se poate calcula şi trasa curba $s = f(\delta)$, care scoate în evidenţă, dacă rotorul se prinde în sincronism, sau nu. Se remarcă că deoarece legea de variaţie a lui C_1 şi C_0' în funcţie de turaţie nu se poate exprima sub formă matematică, determinarea curbei $s = f(\delta)$ devine posibilă numai printr-o metodă de calcul grafo-analitică.

Figura XII.31 reprezintă curba $s = f(\delta)$ pentru un caz, în care autosincronizarea reuşeşte. Fenomenele s-au urmărit de la un moment dat, cînd $\delta = 0$. Se menţionează că cuplarea se face la o valoare oarecare a lui δ. S-a considerat $\omega_g < \omega_s$ în momentul cuplării.

Oscilaţiile curbei $s = f(\delta)$ se datoresc cuplului sincron, care în intervalul $0 \sim \pi$ pentru δ are caracter de motor şi deci provoacă creşterea lui ω_g adică micşorarea alunecării, iar în intervalul $\pi \sim 2\pi$, pentru δ are caracterul de generator şi deci provoacă micşorarea lui ω_g, adică creşterea alunecării ş.a.m.d.

Datorită faptului că rezultanta cuplurilor C_m, C_0' şi C_{as} are caracter de antrenare, oscilaţiile curbei se apropie de axa absciselor, permiţînd ca la un moment dat ω_g să devină egală cu ω_S(punctul A). Începînd cu acest moment, rotorul execută pendulări amortizate, care duc spre sincronism (punctul B). Dacă rezultanta celor trei cupluri amintite ar fi de frînare, autosincronizarea nu ar fi posibilă. Curba s= f(δ) ar prezenta oscilaţii, ce se îndepărtează de axa absciselor, adică de situaţia în care $\omega_g = \omega_S$.

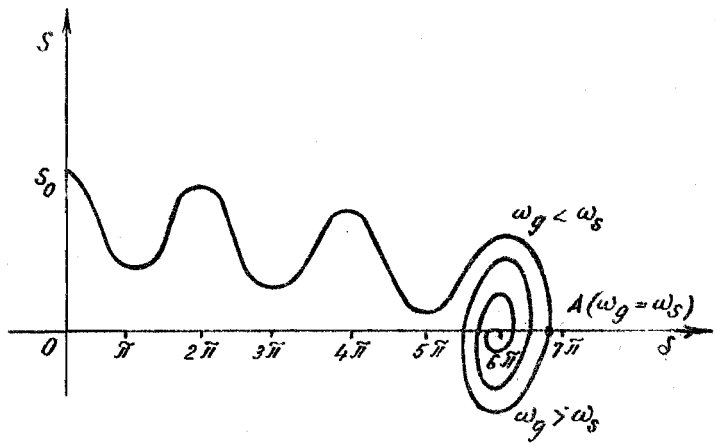


Fig. XII.31. Curba de variaţie a alunecării în raport cu δ la o autosincronizare reuşită.

In cazul generatoarelor sincrone cu poli proeminenţi, pe lîngă cuplurile amintite în consideraţiile anterioare, mai joacă rol şi cuplul sincron reactiv. Datorită existenţei acestui cuplu, atragerea în sincronism e posibilă încă înainte de aplicarea excitaţiei. Totuşi nu e recomandabil ca atragerea în sincronism să se producă sub influenţa cuplului sincron reactiv, deoarece în acest caz sincronismul ar putea să apară la o poziţie necorespunzătoare a rotorului, şi anume la $\delta = \pi$. In acest caz, la aplicarea excitaţiei apare un şoc de putere.

Deoarece calculele grafoanalitice, care ne asigură de reuşita autosincronizării, sînt relativ complicate, s-au stabilit relaţii empirice, cu ajutorul cărora se pot aprecia condiţiile în care autosincronizarea are loc, acestea fiind indicate în literatura de specialitate.[1]

In favoarea autosincronizării se mai pot aminti următoarele considerente:

- cuplarea se admite la alunecări relativ mari, ceea ce reduce mult timpul necesar sincronizării,

1 C. P e n e s c u Automatica şi telemecanica sistemelor energetice, Bucureşti, Ed. Academiei R.P.R., 1960.

- în momentul cuplării $U_{e_{gf}} = 0$, astfel nu apare solicitare mecanică la arborele agregatului.

Autosincronizarea este însoţită de şoc de curent la cuplare. Experienţa a arătat că se poate aplica procedeul de autosincrinizare dacă

$$I_{cupl} \leq 3,5\ I_{nom},$$

unde I_{cupl} este valoarea efectivă a componentei periodice a curentului de cuplare, calculat cu reactanţa tranzitorie a generatorului şi a sistemului (a generatorului echivalent cu sistemul).

Considerînd cazul cel mai dezavantajos, cînd cuplarea se face la un sistem de putere practic infinit de mare, vom avea

$$I_{cupl} = \frac{U_{Sf}}{X'_g},$$

iar în unităţi relative

$$I^*_{cupl} = \frac{U^*_{Sf}}{X'^*_g}.$$

Considerînd pentru U_{Sf} cea mai mare valoare posibilă în exploatare, adică

$$U_{Sf} = 1,05\ Un$$

deci

$$U^*_{Sf} = 1,05,$$

rezultă că cuplarea e admisibilă, dacă

$$X'^*_g \geq \frac{1,05}{3,5} = 0,3.$$

In cazul hidrogeneratoarelor, această condiţie e îndeplinită, ceea ce înseamnă că hidrogeneratoarele se pot cupla prin autosincronizare. Turbogeneratoarele însă prezintă o reactanţă sincronă tranzitorie mai mică decît valoarea indicată mai sus, motiv pentru care dacă reactanţa sistemului e mică, cuplarea lor e posibilă numai prin reactoare sau transformatcare de cuplare.

E. REANCLANŞAREA AUTOMATĂ RAPIDĂ A LINIILOR (RAR)

In cadrul unui sistem energetic, majoritatea deranjamentelor apar din cauza liniilor aeriene, care fiind expuse agenţilor atmosferici, prezintă cele mai dese scurtcircuite. In cazul scurtcircuitelor prin arc, la deconectarea liniei, adică la dispariţia tensiunii, arcul se stinge şi izolaţia liniei se restabileşte într-un timp extrem de redus, linia fiind astfel din nou în stare de funcţionare. Pe baza acestei constatări s-au introdus dispozitivele de reanclanşare automată rapidă a liniilor, care în cazul unei declanşări comandate de protecţie, repun linia sub tensiune după un anumit timp în mod automat. Evident, dacă scurtcircuitul persistă, protecţia comandă din npu declanşarea întrerupătorului, după care linia rămîne deconectată. Ciclul de operaţii, ce are loc va fi deci

declanşare - pauză - reanclanşare,

iar dacă operaţia de reanclanşare nu reuşeşte

declanşare - pauză - reanclanşare, declanşare.

Sistemul RAR, care realizează ciclul indicat, este un sistem RAR cu acţionare simplă. In tehnica sistemelor energetice se utilizează şi sisteme RAR cu acţionare repetată, de obicei dublă, care efectuează următorul ciclu de operaţii: declanşare-pauză-reanclanşare, declanşare-pauză-reanclanşare.

In cazul reţelelor de cabluri, scurtcircuitele în cabluri de obicei au caracter permanent. Majoritatea scurtcircuitelor în reţelele de cabluri apar însă nu de-a lungul cablurilor, ci în staţiile de transformare a acestor reţele. Aceste scurtcircuite au de cele mai multe ori caracter trecător. De aici rezultă că sistemele RAR pot efectua reanclanşări reuşite şi la reţelele în cabluri.

Eficacitatea unui sistem de RAR se apreciază prin numărul anclanşărilor reuşite, adică prin numărul anclanşărilor, după care linia se menţine în stare conectată. Statisticile arată că din totalul reanclanşărilor efectuate de sistemele RAR, peste 70% au fost reuşite. Eficacitatea reanclanşărilor repetate s-a dovedit a fi mică (în jur de 10%), motiv pentru care în general s-a renunţat la aplicarea lor, sistemele RAR răspîndite fiind cele cu acţiune simplă. De altfel, o reanclanşare repe-

tată nereuşită solicită exagerat întrerupătorul, după cum va reieşi din cele ce urmează.

Timpul total de întrerupere a alimentării consumatorilor va fi

$$t_i = t_p + t_d + t_{RAR} ,$$

unde tp este timpul de acţionare a protecţiei,

t_d - timpul de declanşare a întrerupătorului,

t_{RAR} - timpul de acţionare a dispozitivului RAR, care se defineşte ca intervalul de timp dintre momentul deschiderii întrerupătorului şi noua închidere a lui.

Cu scopul de a avea întreruperi scurte la consumatori se caută utilizarea protecţiilor rapide şi a întrerupătoarelor rapide. In privinţa timpului de acţionare a dispozitivului RAR (t_{RAR}) se pun două cerinţe contrare:

- pentru a avea întreruperi scurte la consumatori şi în special pentru a evita o mărire însemnată a alunecării motoarelor asincrone se impune ca t_{RAR} să fie cît mai mic,

- pentru a asigura stingerea arcului electric la locul scurtcircuitului, t_{RAR} trebuie să fie suficient de mare.

Timpul necesar stingerii arcului electric este determinat de condiţiile dezionizării distanţei de străpungere la locul defectului. Cercetările au arătat că timpul de dezionizare depinde de durata scurtcircuitului, adică de $t_p + t_d$ (motiv pentru care se recomandă protecţii şi întrerupătoare rapide), de asemenea depinde de valoarea curentului de scurtcircuit şi de tensiunea liniei. In cazurile obişnuite, timpul de întrerupere de o,2...o,3s e suficient pentru a asigura dezionizarea spaţiului de la locul defectului.

Timpul t_{RAR}, în afara considerentelor arătate, mai depinde de doi factori importanţi:

- comportarea întrerupătoarelor la declanşări repetate,

- coordonarea sistemului RAR cu sistemul de protecţie.

Chiar la RAR cu acţiune simplă, o reanclanşare nereuşită conduce la o nouă declanşare. Astfel, întrerupătorul efectuează două declanşări succesive la un interval de timp relativ redus,

determinat şi de timpul t_{RAR}. In cazul întrerupătoarelor cu ulei, prima declanşare poate reduce rigiditatea dielectrică a uleiului din jurul contactelor, datorită formării bulelor de gaze şi a particulelor carbonizate. Declanşarea a doua poate avea loc numai după un timp oarecare, suficient pentru a asigura refacerea rigidităţii dielectrice a uleiului din jurul contactelor, timp asigurat prin alegerea corespunzătoare a lui t_{RAR}. Trebuie menţionat că fabricile constructoare indică dacă întrerupătoarele pot fi utilizate la RAR şi de asemenea indică factorul de reducere a puterii de rupere la declanşare repetată, în funcţie de intervalul de timp dintre declanşările repetate. Probleme asemănătoare se pun şi în cazul întreruptătoarelor cu aer comprimat.

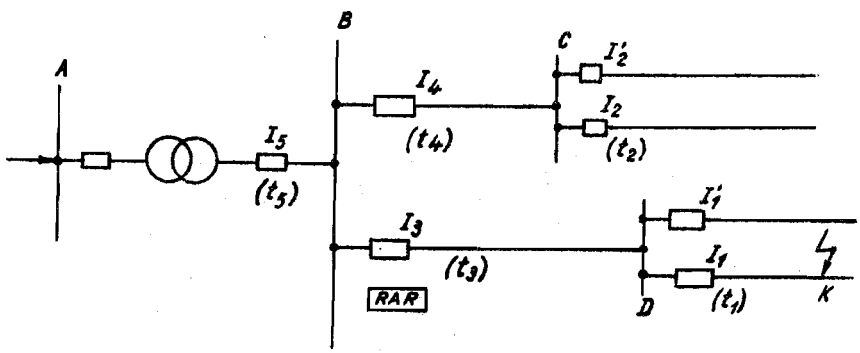


Fig. XII.32. Coordonarea sistemului RAR cu protecţia prin relee la o schemă radială.

Necesitatea coordonării timpului t_{RAR} şi în general a funcţionării sistemului RAR cu protecţia prin relee rezultă din următoarele exemple:

a) Considerăm linia radială din figura XII.32. Intrerupătoarele indicate sînt prevăzute cu un sistem de protecţie prin relee selectivă. Astfel întrerupătoarele vor declanşa după timpii

$$t_5 = t_3 + \Delta t = t_1 + 2\Delta t \quad \text{evident } t_3 = t_4$$

$$t_1 = t_2$$

Intrerupătorul I_3 este prevăzut cu sistem RAR.

Presupunînd scurtcircuitul în punctul K, dacă protecţia ar acţiona selectiv, ar declanşa întrerupătorul I_1 şi astfel

sistemul RAR nu ar putea intra în funcţiune. Pentru a asigura acţionarea sistemului RAR, protecţia se organizează în aşa fel, încît întrerupătorul I_3 să declanşeze fără temporizare, înaintea funcţionării sistemului RAR şi numai după ce a avut loc reanclanşarea, protecţia să acţioneze selectiv. Astfel, la un scurtcircuit în punctul K, întrerupătorul I_3 declanşează fără temporizare, intră în funcţiune sistemul RAR, care după timpul t_{RAR} închide întrerupătorul I_3. Dacă scurtcircuitul în punctul K persistă, în continuare protecţia acţionează selectiv, comandînd declanşarea definitivă a întrerupătorului I_1 după timpul t_1, faţă de momentul reanclanşării întrerupătorului I_3.

Sistemul descris este un sistem RAR cu accelerarea funcţionării protecţiei înaintea RAR.

Un alt aspect al coordonării sistemului de RAR cu protecţia prin relee e următorul: la un scurtcircuit în punctul K, intră în funcţiune atît protecţia cu care e echipat întrerupătorul I_3 cît şi protecţia cu care e echipat întrerupătorul I_5. Din cauza scurtcircuitului, tensiunea la barele B va fi scăzută. După un timp oarecare declanşează întrerupătorul I_3 şi astfel tensiunea la barele B revine. Motoarele alimentate de la barele C vor prezenta fenomenul de autopornire, menţinînd curentul prin I_5 suficient de mare. Dacă releele protecţiei de la întrerupătorul I_5 au coeficient de revenire mult diferit de 1, curentul de autopornire a motoarelor poate menţine în funcţionare protecţia de la întrerupătorul I_5. Intre timp sistemul RAR comandă reanclanşarea întrerupătorului I_3, prin care va avea loc autopornirea motoarelor alimentate de la barele D. Curentul de autopornire menţine mai departe în funcţiune releele de la întrerupătorul I_5, ceea ce poate duce la declanşarea acestui întrerupător.

O modalitate de eliminare a acestui neajuns este alegerea lui t_{RAR} cu o valoare suficient de mare, astfel ca să fie asigurată revenirea releelor protecţiei de la întrerupătorul I_5 încă înainte de a avea loc reanclanşarea întrerupătorului I_3.

b) Considerăm linia alimentată de la ambele capete, reprezentată în figura XII.33. Protecţiile de impedanţe, care comandă întrerupătoarele I_1 şi I_2, acţionează cu temporizările indicate în figură (temporizări în trepte în raport cu distanţa). La ambele întrerupătoare apar sisteme de RAR, ambele fiind reglate pentru acelaşi timp t_{RAR}.

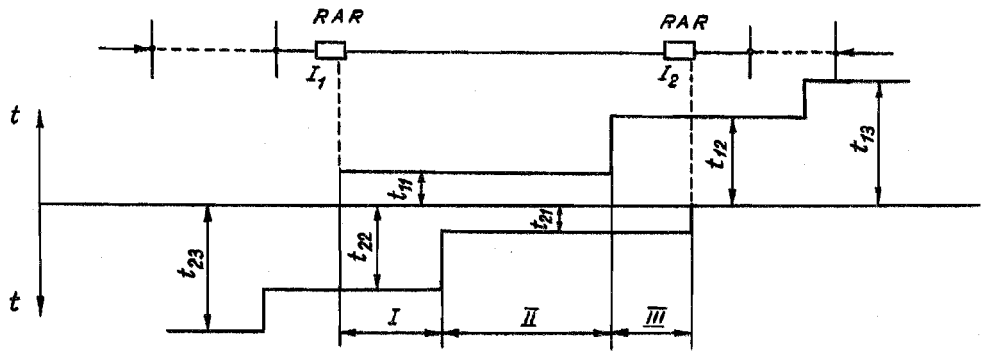


Fig. XII.33. Coordonarea sistemului RAR cu protecţia prin relee la o linie alimentată de la ambele capete.

Considerăm scurtcircuitul în zona I. Intrerupătorul I_1 declanşează după timpul t_{11} şi reanclanşează după timpul t_{RAR}. Intrerupătorul I_2 declanşează după timpul t_{22} şi reanclanşează după timpul t_{RAR}. Se poate constata, că intervalul de timp, în care linia e deconectată din ambele părţi nu e t_{RAR}, ci doar

$$t_{RAR} - (t_{22} - t_{11}) .$$

Analog se poate stabili, că scurtcircuitul fiind în zona III, timpul cît linia e complet deconectată va fi

$$t_{RAR} - (t_{12} - t_{21}) .$$

Numai dacă scurtcircuitul apare în zona II, putem avea lipsă de tensiune pe linie timp de t_{RAR}, cu condiţia ca $t_{11} = t_{21}$.

Pentru a evita acest neajuns în sensul de a asigura, ca timpul cît linia e deconectată de la ambele capete să fie t_{RAR}, independent de locul scurtcircuitului, se aplică accelerarea funcţionării protecţiei înainte de RAR la ambele sisteme de RAR.

In cazul cînd linia alimentată de la ambele capete reprezintă o legătură dintre două sisteme, între care sincronismul este menţinut numai prin linia respectivă, timpul t_{RAR} trebuie astfel ales încît abaterile de la sincronism ce apar în urma deconectării liniei să fie mici, permiţînd reconectarea liniei. In asemenea caz, sistemul RAR trebuie să fie prevăzut cu dispozitiv de control al sincronismului.

Reanclanşarea automată rapidă a liniilor poate să fie monofazată sau trifazată. Cele mai răspîndite sînt RAR trifazate. RAR monofazate se aplică la liniile de înaltă şi foarte înaltă tensiune (110...400 kV şi peste), cu curenţi mari de punere la pămînt.

Dispozitivele de RAR pot fi mecanice sau electrice. Cele mecanice se aplică la dispozitivele de acţionare ale întrerupătoarelor. Cele electrice se execută din relee şi se aplică la acele întrerupătoare a căror anclanşare şi declanşare poate fi comandată de la distanţă şi automat.

F. ANCLANŞAREA AUTOMATĂ A ALIMENTĂRII DE REZERVĂ (AAR)

Consumatorii de categoria I cu importanţă deosebită se prevăd cu dublă alimentare, adică cu două elemente de alimentare (linie sau transformator), ambele elemente fiind conectate în regim normal de funcţionare. Aceasta înseamnă, că normal, elementele de legătură vor funcţiona cu 50% încărcare şi numai în caz de avariere a unui element de legătură, celălalt va lucra în plină încărcare. De aici rezultă o serie de dezavantaje tehnice şi economice, privind dubla alimentare. Aceste dezavantaje fac ca în majoritatea cazurilor să se aplice sistemul cu alimentarea de rezervă, cînd pe lîngă elementul de legătură principal se prevede şi unul de rezervă, care în mod normal e deconectat şi intră în funcţiune numai la avarierea elementului de legătură principal.

Conectarea elementului de legătură de rezervă, după ieşirea din funcţiune a elementului de legătură principal se poate efectua fie manual, fie automat. Conectarea automată a elementului de legătură de rezervă presupune instalarea unor dis-

pozitive de automatizare, pe de altă parte însă reduce considerabil timpul de întrerupere a alimentării la consumatori în caz de defectare a elementului de legătură principal şi astfel elimină pagubele materiale cauzate de întreruperea alimentării. In privinţa aplicării fie a conectării manuale, fie a conectării automate a elementului de legătură de rezervă, decid considerente tehnico-economice, dictate de importanţa consumatorilor.

Consumatorii unei centrale sau staţii pot fi grupaţi în două grupe principale:

- consumatorii din afara cuprinsului centralei sau staţiei,
- consumatorii serviciilor interne.

In privinţa consumatorilor din afara cuprinsului centralei sau staţiei putem preciza următoarele: dacă consumatorii sînt de categoria I, se va aplica conectarea automată a elementului de legătură de rezervă; dacă consumatorii sînt de categoria a II-a, se poate aplica atît conectarea automată cît şi conectarea manuală a elementului de legătură de rezervă, în funcţie de cerinţele acestor consumatori; în cazul consumatorilor de categoria a III-a se va aplica conectarea manuală a elementului de legătură de rezervă. Consumatorii serviciilor interne ale centralelor şi staţiilor electrice sînt consideraţi consumatori de categoria I; în consecinţă la aceştia se aplică întotdeauna conectarea automată a elementului de legătură de rezervă. Procesul de conectare automată a elementului de legătură de rezervă se denumeşte "anclanşarea automată a alimentării de rezervă" şi se notează prescurtat AAR.

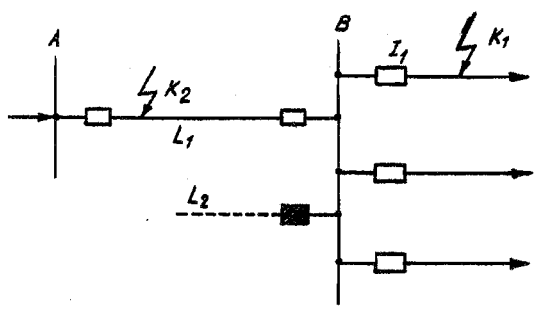


Fig.XII.34. Schemă pentru explicarea condiţiilor de funcţionare a sistemului RAR.

Intrarea în funcţiune a sistemului de AAR trebuie să fie dictată de întreruperea alimentării principale, ceea ce e sesizat de sistem prin dispariţia tensiunii la barele de alimentare.

Scăderea tensiunii, chiar dispariţia ei pe barele de alimentare, poate fi cauzată însă şi de un scurtcircuit în reţeaua alimentată sau în reţeaua de alimentare. Astfel, tensiunea pe barele B (fig. XII.34) scade, respectiv dispare în cazul scurtcircuitului în locul K_1, respectiv K_2. La un scurtcircuit în punctul K_1 însă funcţionarea protecţiei selective va comanda declanşarea întrerupătorului I_1, ceea ce duce la restabilirea condiţiilor normale de funcţionare pe barele B, fără ca anclanşarea alimentării de rezervă L_2 să fi fost necesară. De asemenea, în cazul scurtcircuitului în punctul K_2, o funcţionare reuşită a unui sistem RAR poate restabili condiţiile normale de funcţionare; deci nici în acest caz funcţionarea sistemului de AAR nu e necesară.

Din cele arătate rezultă necesitatea temporizării funcţionării sistemului AAR, astfel ca timpul de acţionare a sistemului AAR (t_{AAR}) să permită funcţionarea protecţiei selective a reţelei alimentate, respectiv a dispozitivelor de RAR. Se menţionează că sistemul AAR poate juca şi rolul de RAR, prin întreruperea alimentării principale şi a conectării alimentării de rezervă. In acest caz, între deschiderea întrerupătorului alimentării principale şi cuplarea alimentării de rezervă, trebuie să se asigure timpul necesar creării condiţiilor de dezionizare a mediului la locul de străpungere.

La stabilirea timpului t_{AAR} trebuie să se ţină cont şi de condiţiile de autopornire a motoarelor electrice. Sub acest aspect, t_{AAR} trebuie să fie cît mai redus.

Pe baza considerentelor arătate, rezultă de obicei ca optim pentru t_{AAR}, 0,5 ...1 s.

Cu scopul de a permite funcţionarea protecţiei selective a reţelei alimentate în caz de scurtcircuit în reţea, în loc de mărire a timpului t_{AAR} se poate introduce un blocaj de curent. Un releu de curent maximal, sesizînd curentul de scurtcircuit, împiedică funcţionarea sistemului de AAR.

In anumite cazuri, cum ar fi de exemplu deschiderea greşită a întrerupătorului circuitului de alimentare principală, temporizarea în acţionarea sistemului AAR nu-şi are justificare. In acest caz, sistemul AAR trebuie să acţioneze fără tem-

porizare. In vederea realizării acestei condiţii sistemul AAR se concepe astfel încît să comande declanşarea întrerupătorului circuitului de alimentare principală cu temporizarea t_{AAR}, iar deschiderea acestuia să cupleze alimentarea de rezervă fără temporizare. Astfel, la scăderea tensiunii, sistemul AAR acţionează cu temporizarea t_{AAR}, iar la deschiderea întrerupătorului circuitului principal de alimentare, cuplarea rezervei se produce fără temporizare.

Sistemul AAR acţionează condiţionat de existenţa tensiunii la bornele sursei de alimentare de rezervă. Dacă tensiunea în locul indicat lipseşte, anclanşarea rezervei nu se produce, ceea ce e corect, deoarece o anclanşare a rezervei în acest caz ar fi inutilă.

Cu scopul de a evita funcţionarea nedorită a instalaţiei AAR în caz de manevre sau revizii se prevede un comutator, care permite scoaterea, respectiv introducerea ei în funcţiune.

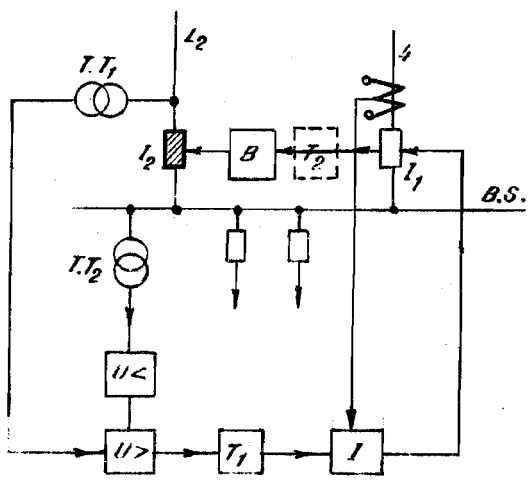


Fig. XII.35. Schema funcţională a unui sistem AAR.

Există trei tipuri de sisteme AAR:

- sistem AAR, care permite trecerea automată de la alimentarea principală la cea de rezervă, revenirea la alimentarea principală putîndu-se face numai prin comandă manuală;
- sistem AAR, care permite trecerea automată de la alimentarea principală la cea de rezervă, asigurînd totodată revenirea automată la alimentarea principală, în caz că instalaţia sesizează restabilirea condiţiilor de funcţionare a alimentării principale;
- sistem AAR, care prin comutare poate considera oricare dintre cele două surse drept alimentare principală, şi pe cealaltă drept alimentare de rezervă.

Figura XII.35 reprezintă schema funcţională a unui sistem AAR, la care revenirea la alimentarea principală nu se face automat. Sistemul este pornit, dacă elementul U < sesizează scăderea tensiunii sub o anumită limită la barele staţiei BS. Comanda de declanşare se transmite la întrerupătorul I_1 după timpul t_{AAR}, determinat de elementul de temporizare T_1, numai dacă elementul U > sesizează existenţa tensiunii la linia de rezervă L_2 şi elementul I sesizează lipsa curentului de scurtcircuit pe linia principală L_1. Declanşarea întrerupătorului I_1 comandă cuplarea întrerupătorului I_2. Comanda se transmite prin elementul de blocaj B, care nu permite decît trecerea unei singure comenzi de închidere a lui I_2. Introducerea elementului de blocare B este necesară, deoarece dacă la un scurtcircuit pe barele BS întrerupătorul I_1 declanşează sub acţiunea protecţiei, scurtcircuitul menţinîndu-se, ar putea să aibă loc cuplări repetate ale întrerupătorului I_2 peste scurtcircuit, ceea ce ar duce la distrugerea acestuia. Dacă sistemul joacă şi rolul instalaţiei de RAR, se introduce elementul de temporizare T_2, care asigură condiţiile necesare dezionizării mediului de la locul defectului.

G. CIRCUITELE SECUNDARE ALE CENTRALELOR SI STAŢIILOR ELECTRICE

Ansamblul echipamentului electric al centralelor şi staţiilor poate fi împărţit în două grupe principale:

- echipamentul principal, care conţine acele elemente, prin care se asigură trecerea energiei de la generatoare la consumatori; legăturile dintre aceste elemente formează circuitele principale ale centralelor sau staţiilor ;
- echipamentul secundar, care conţine acele elemente, cu ajutorul cărora se face comanda echipamentului principal şi controlul funcţionării acestuia.

Elementele echipamentului secundar, împreună cu legăturile dintre ele formează circuitele secundare ale centralelor şi staţiilor.

Principalele circuite secundare ale centralelor şi staţiilor sînt:

- circuitele de măsură şi control,
- circuitele releelor de protecţie,
- circuitele aparatelor de automatizare,
- circuitele de comandă la distanţă,
- circuitele de semnalizare.

Deoarece sistemele de protecţie şi de automatizare au fost prezentate anterior, rămîne să se analizeze circuitele de măsură şi control, cele de comandă la distanţă şi cele de semnalizare.

1. Circuitele de măsură şi control din centralele şi staţiile electrice. Circuitele de măsură şi control din centralele şi staţiile electrice au scopul de a permite urmărirea permanentă a încărcării echipamentului principal, de a controla indicii calitativi ai energiei livrate şi de asemenea de a controla starea circuitelor principale şi secundare.

Aparatele de măsură şi de control se plasează centralizat în camera de comandă a centralei sau staţiei. Aparatele de măsură electrice utilizate sînt ampermetrele, voltmetrele, wattmetrele şi varmetrele, frecvenţmetrele, cosφ- metrele. Unele din aceste aparate se utilizează şi sub formă de aparate indicatoare, şi sub formă de aparate înregistratoare. Sistemul de măsură de asemenea este echipat cu contoare de energie activă şi reactivă. Aparatele de măsură sînt alimentate de la trans - formatoarele de curent şi transformatoarele de tensiune.

Pe lîngă aparatele de măsură electrice se impune utilizarea dispozitivelor, care permit urmărirea permanentă a stării termice a instalaţiilor, în special a generatoarelor, transformatoarelor şi motoarelor electrice de putere mare. In acest scop se utilizează termometre cu mercur şi diferite tipuri de semnalizatoare termometrice, ca termocuple, termometre cu rezistenţă etc.

In cadrul centralelor şi staţiilor electrice se aplică dispozitive de control al stării izolaţiei atît a circuitelor principale cît şi a circuitelor secundare; atît a circuitelor de curent alternativ cît şi a circuitelor de curent continuu.

In reţelele cu nulul pus direct la pămînt, punerea unei faze la pămînt înseamnă scurtcircuit monofazat şi deci provoacă acţionarea protecţiei. In asemenea reţele, controlul stării izolaţiei reţelei faţă de pămînt nu are sens. In reţelele cu nulul izolat sau cu nulul legat la pămînt prin bobină de stingere, punerea la pămînt a unei faze permite funcţionarea normală a reţelei, fără ca protecţia să acţioneze. Valoarea tensiunii celorlalte două faze faţă de pămînt atinge însă valoarea tensiunii între faze, ceea ce periclitează şi izolaţia acestor faze. In asemenea condiţii se impune deci controlul izolaţiei fazelor faţă de pămînt.

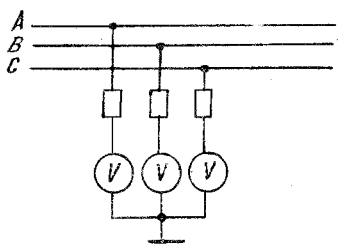


Fig.XII.36. Conectarea voltmetrelor pentru controlul stării izolaţiei unei reţele de joasă tensiune.

Principial, cel mai simplu sistem de control ar fi aplicarea a trei voltmetre în modul arătat în figura XII.36. La slăbirea izolaţiei unei faze faţă de pămînt, voltmetrele vor indica inegal, la punerea unei faze la pămînt, voltmetrul corespunzător va indica tensiune nulă, celelalte două indicînd tensiunea între faze. Evident, conectarea directă a voltmetrelor, în modul arătat, e posibilă numai la reţelele de joasă tensiune. In cazul reţelelor de înaltă tensiune, voltmetrele de control se alimentează prin transformatoare de tensiune, conform schemei din figura XII.37. Punctul neutru al primarului se leagă la pămînt, deoarece în caz contrar voltmetrele nu ar indica tensiunile conductoarelor faţă de pămînt. Astfel, în lipsa legării neutrului primarului la pămînt, în cazul punerii unei faze a reţelei la pămînt, indicaţiile voltmetrelor din secundar nu se schimbă.

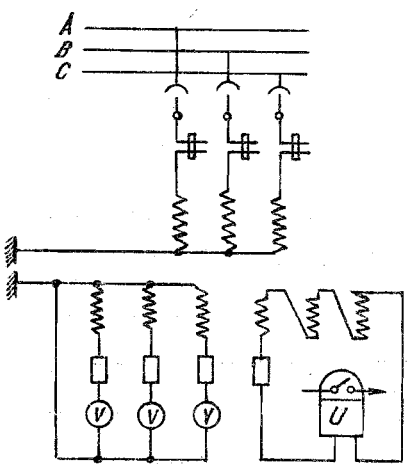


Fig. XII.37. Schemă pentru controlul stării izolaţiei la reţelele de înaltă tensiune.

Transformatorul de tensiune folosit trebuie să fie sau un transformator trifazat cu cinci coloane sau un grup de trei transfor-

matoare monofazate. Utilizarea unui transformator de tensiune trifazat cu trei coloane nu e posibilă din următoarele motive: la punerea unei faze a reţelei la pământ, la bornele transformatorului de tensiune trifazat se aplică un sistem asimetric de tensiuni, care se descompune într-un sistem simetric de succesiune directă şi un sistem de succesiune omopolară. Sistemul de tensiune de succesiune omopolară impune apariţia fluxurilor sinfazice în coloanele transformatorului. Dacă transformatorul e cu trei coloane, fluxurile sinfazice se vor închide prin aer şi cuva transformatorului, ceea ce duce la creşterea corespunzătoare a curenţilor primari şi la încălzirea exagerată a transformatorului.

Transformatoarele de tensiune utilizate pentru controlul stării izolaţiei au de obicei şi o a doua înfăşurare secundară, conectată în triunghi deschis şi utilizată pentru semnalizare. E uşor de văzut că la bornele acestei înfăşurări conectate în triunghi deschis apare tensiune numai în cazul punerii la pământ a unei faze a reţelei primare.

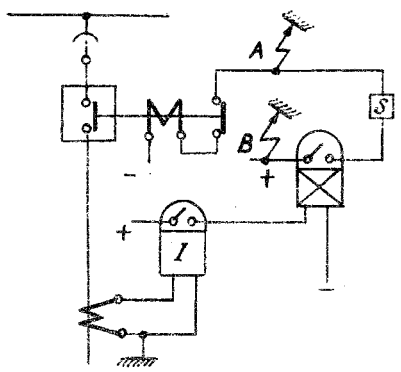


Fig. XII.38. Declanşarea întrerupătorului fără acţionarea protecţiei, datorită unei duble puneri la pământ în circuitul operativ.

Controlul stării izolaţiei circuitelor de curent continuu se impune, deoarece puneri la pământ ale acestor circuite pot cauza funcţionări greşite ale instalaţiilor de protecţie, de comandă şi de semnalizare. Acest lucru se scoate în evidenţă în figura XII.38. Se observă că prin punerea la pământ a punctelor A şi B ale circuitului operativ, bobina de declanşare a întrerupătorului se pune sub tensiune, fără să fi acţionat releul aparţinînd sistemului de protecţie.

Cel mai simplu control al stării izolaţiei circuitelor de curent continuu constă în aplicarea a două voltmetre, conform schemei din figura XII.39. In mod normal, voltmetrele indică egal, fiecare jumătate din tensiunea reţelei de curent continuu. La o punere la pământ în reţeaua de curent continuu

un voltmetru va indica zero sau aproape zero, iar celălalt va indica întreaga tensiune dintre barele de curent continuu. Un dezavantaj mare al acestui sistem constă în aceea că o punere la pământ a unui punct al circuitului operativ poate face ca curentul ce trece prin voltmetru să se închidă printr-un element al circuitului operativ, de exemplu printr-un releu. Dacă acest curent e suficient de mare, poate provoca acţionarea nedorită a releului respectiv. Pentru a evita asemenea acţionări greşite, voltmetrele trebuie să aibă rezistenţă interioară mare sau să se mărească rezistenţele circuitelor voltmetrelor prin rezistenţe adiţionale.

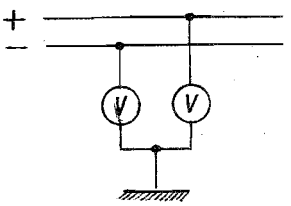


Fig. XII.39. Controlul stării izolaţiei circuitelor de curent continuu.

In prezent, pentru controlul stării izolaţiei circuitelor de curent continuu se utilizează scheme mai complexe, care permit totodată şi măsurarea în orice moment a rezistenţei de izolaţie faţă de pământ şi care semnalizează, cînd rezistenţa de izolaţie scade sub o anumită valoare.

2. Circuitele de comandă la distanţă a aparatelor. Comanda la distanţa se utilizează în centralele şi staţiile electrice pentru comanda întrerupătoarelor de înaltă tensiune, a separatoarelor, contactoarelor etc. Dintre toate aceste aparate, de obicei, întrerupătoarele de înaltă tensiune sînt prevăzute cu scheme de comandă mai complexe.

Comanda se transmite de la postul de comandă cu ajutorul unei chei de comandă. Aparatul comandat este echipat cu un dispozitiv de acţionare, care execută comanda.

Figura XII.4o reprezintă schema de comandă a unui întrerupător prevăzut cu dispozitiv de acţionare electromagnetică.

Bobina BA reprezintă bobina de anclanşare a întrerupătorului. Deoarece bobinele de anclanşare ale dispozitivelor de acţionare electromagnetice absorb curenţi mari (zeci sau chiar sute de amperi), alimentarea acestora nu se face de la sursa de alimentare a circuitelor operative, ci de la o sursă separată de putere mai mare. Conectarea bobinei de anclanşare BA

la această sursă se face cu ajutorul unui contactor intermediar, prevăzut cu bobina de anclanşare BIA.

Declanşarea întrerupătorului are loc prin alimentarea bobinei de declanşare BD. Deoarece această bobină absoarbe un curent relativ mic (cîţiva amperi), alimentarea ei se poate face direct de la sursa de alimentare a circuitelor operative.

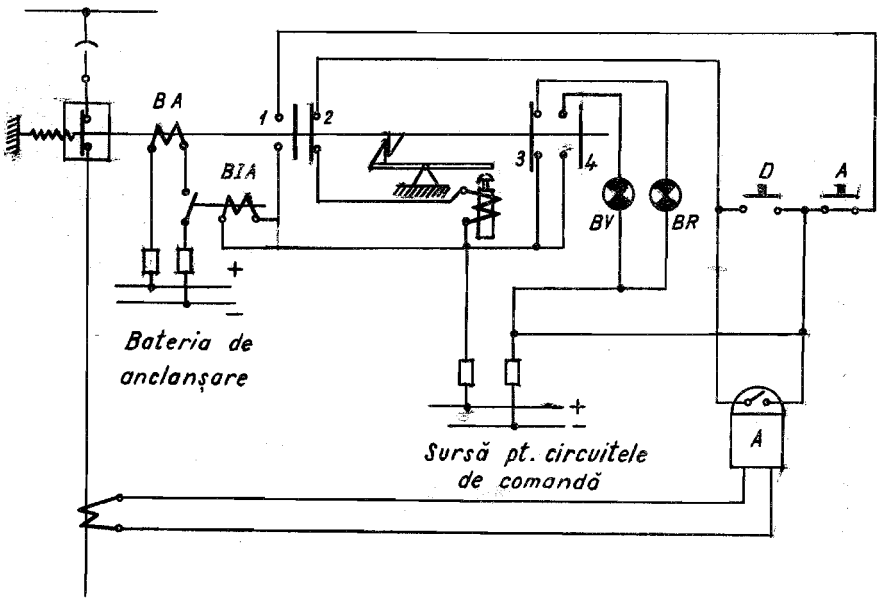


Fig. XII.4o. Schema de comandă a unui întrerupător cu dispozitiv de acţionare electromagnetică.

Se constată simplu că declanşarea, respectiv anclanşarea întrerupătorului, se produce la închiderea contactelor D, respectiv A ale cheii de comandă. Declanşarea mai are loc şi în urma închiderii contactului releului A sub acţiunea protecţiei.

Bobinele de anclanşare şi de declanşare sînt calculate pentru o circulaţie de curent de scurtă durată. Pentru a asigura întreruperea curentului prin aceste bobine după efectuarea comenzii, s-au introdus în schemă contactele 1 şi 2. Aceste contacte rezolvă totodată şi problema uzurii contactelor cheii de comandă, deoarece dacă conectarea circuitelor de comandă se face prin contactele cheii de comandă, întreruperea acestor circuite se efectuează de contactele 1 şi 2.

Contactele suplimentare 3 şi 4 deservesc semnalizarea,făcînd să se aprindă fie becul roşu (BR), fie becul verde (BV), după cum întrerupătorul e anclanşat sau declanşat.

Dacă postul de comandă se găseşte la distanţă mare faţă de aparatele comandate, conductoarele de legătură, din cauza distanţelor mari, devin costisitoare. In scopul obţinerii unor avantaje economice, se aplică sistemele de telecomandă, care utilizează tehnica curenţilor slabi. Sistemele de telecomandă cer folosirea unor aparate de comandă mai complicate, în schimb permit utilizarea aceluiaşi canal de comunicaţie pentru comanda mai multor aparate.

3. Circuitele de semnalizare în centralele şi staţiile electrice. In centralele şi staţiile electrice, sistemul de semnalizare are scopul de a indica poziţia aparatajului şi de a atrage atenţia personalului asupra fenomenelor anormale, ce survin în funcţionarea instalaţiilor. După scopul urmărit,deosebim următoarele sisteme de semnalizări:

- semnalizare de poziţie,
- semnalizare de avarie,
- semnalizare de prevenire,
- semnalizare de comandă.

a. Semnalizarea de poziţie. Semnalizarea de poziţie indică poziţia întrerupătoarelor, separatoarelor, comutatoarelor, transformatoarelor cu priz etc.

Poziţia întrerupătoarelor poate fi semnalizată în modul indicat pe figura XII.4o. Trebuie însă remarcat că o asemenea semnalizare nu indică dacă conectarea sau deconectarea întrerupătorului a avut loc în urma unei comenzi manuale sau în urma acţionării dispozitivelor automate, respectiv a protecţiei prin relee. Or, e important ca personalul să cunoască dacă deconectarea de exemplu a unui întrerupător a avut loc în urma unei comenzi manuale sau în urma acţionării protecţiei provocate de o avarie. Din motivele arătate, semnalizarea de poziţie a întrerupătoarelor se organizează mai complex. Un asemenea sistem de semnalizare e reprezentat principial în figura XII.41.

Intre bara BLC (+) şi bara negativă apare o tensiune continuă. Intre bara BLP (+) şi bara negativă apare o tensiune discontinuă, - un bec conectat la aceste bare va arde cu o lumină pîlpîitoare.

Cheia de comandă, în afara contactelor de comandă, dispune de contactele auxiliare CC1, CC2, CC3 şi CC4, care deservesc semnalizarea. Dacă cheia se găseşte în poziţia în care comandă închiderea întrerupătorului, contactele CC2 şi CC3 sînt închise, iar celelalte două contacte sînt deschise. In poziţia cheii, în care aceasta comandă declanşarea întrerupătorului, se închid contactele CC1 şi CC4, celelalte două fiind deschise. Contactele I_1 şi I_2 sînt contacte suplimentare ale întrerupătorului; la întrerupător închis, contactul I_2 e închis şi contactul I_1 e deschis, iar cînd întrerupătorul e deschis, contactul I_1 va fi închis şi I_2 deschis. Urmărind regula după care se aprind, respectiv se sting becurile, se pot stabili următoarele: Dacă arde lampa LC, întrerupătorul e conectat, dacă arde lampa LD, întrerupătorul e deconectat. Dacă becul arde cu lumină continuă, poziţia indicată a întrerupătorului (depinde care bec arde) a survenit în urma executării unei comenzi manuale. Dacă becul arde cu lumină pîlpîitoare, poziţia indicată a întrerupătorului a survenit în urma acţionării dispozitivelor automate (de exemplu AAR), respectiv a protecţiei prin relee. De exemplu, considerăm că prin cheia de comandă s-a dat comanda de închidere a întrerupătorului. Aceasta înseamnă că se închid contactele CC2 şi CC3. Intrerupătorul executînd comanda, se închide contactul I_2. Se constată că se aprinde becul LC şi arde cu lumină continuă, ceea ce semnalizează că întrerupătorul e închis, şi s-a închis în urma unei comenzi manuale. Dacă acum intervine protecţia prin relee şi comandă declanşarea întrerupătorului, contactul I_2 se deschide şi se închide contactul I_1.

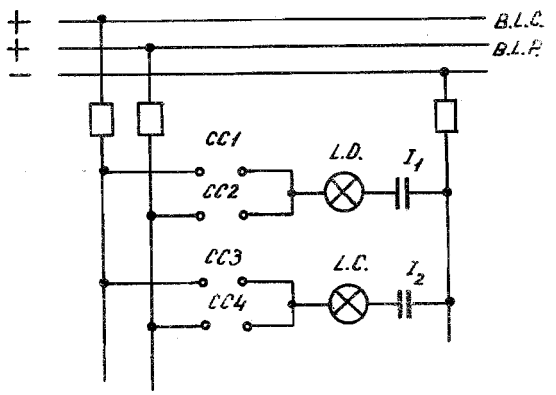


Fig.XII.41. Schemă de semnalizare a poziţiei unui întrerupător.

Cum din partea cheii de comandă tot contactele CC2 şi CC3 rămîn închise, rezultă că se aprinde becul LD cu lumină pîlpîitoare, semnalînd că întrerupătorul e deconectat şi a fost deconectat în urma unei comenzi automate.

Se constată că ori de cîte ori există corespondenţă între poziţia cheii şi poziţia întrerupătorului, arde unul din becuri cu lumină continuă, iar cînd între poziţia cheii şi poziţia întrerupătorului nu există corespondenţă, arde unul din becuri cu lumină pîlpîitoare. Această constatare permite utilizarea unui singur semnal luminos, folosind însă o cheie cu o asemenea manetă, care să permită recunoaşterea uşoară a poziţiei cheii. In acest caz dacă lampa arde continuu, poziţia întrerupătorului va fi identică cu poziţia cheii, iar acea poziţie s-a realizat în urma unei comenzi manuale; dacă lampa arde cu lumină pîlpîitoare, înseamnă că întrerupătorul se găseşte în poziţie opusă poziţiei cheii şi această poziţie a intervenit în urma unei comenzi automate.

Semnalizarea poziţiei separatoarelor se realizează de preferinţă diferit de semnalizarea poziţiei întrerupătoarelor, pentru a nu crea confuzii. Astfel, pentru semnalizarea poziţiei separatoarelor se utilizează indicatoare speciale. Indicatorul constă dintr-un sistem de electromagneţi (excitaţi prin contactele auxiliare ale separatoarelor), care dispun de o armătură mobilă. Poziţia armăturii mobile depinde de poziţia separatorului.

Semnalizarea poziţiei vanelor reglabile, a comutatoarelor, a transformatoarelor cu prize se face cu ajutorul selsinelor.

b) Semnalizarea de avarie. Semnalizarea de avarie atrage atenţia personalului asupra deconectării de avarie a unui întrerupător. Ea se realizează şi sub formă optică şi sub formă acustică. Semnalizarea acustică se realizează cu o singură sursă sonoră pentru toate întrerupătoarele, semnalizarea optică însă rămîne individuală. Astfel, semnalul acustic atrage atenţia personalului că un întrerupător a declanşat (în urma unei avarii), iar semnalizarea optică permite identificarea întrerupătorului respectiv.

Există două moduri de organizare a semnalizării de avarie, privind întreruperea semnalului acustic:

- întreruperea individuală a semnalului acustic, ceea ce înseamnă că întreruperea semnalului acustic se produce concomitent cu întreruperea semnalului optic;
- întreruperea centrală a semnalului acustic, ceea ce înseamnă că semnalul acustic se întrerupe dintr-un loc central, semnalul optic menţinîndu-se pe mai departe.

Ultimul sistem este de preferat, deoarece semnalul optic e bine să persiste pînă la înlăturarea avariei, însă menţinerea semnalului acustic ar conturba personalul în activitatea sa.

c) Semnalizarea de prevenire. Semnalizarea de prevenire atrage atenţia personalului asupra faptului că într-un loc al instalaţiei s-a stabilit un regim anormal de funcţionare şi este necesară intervenţia corespunzătoare. Asemenea regimuri anormale de funcţionare pot fi: supraîncărcarea generatoarelor sau a transformatoarelor, funcţionarea protecţiei de gaze la transformatoare, creşterea excesivă a temperaturii uleiului din transformatoare, scăderea presiunii aerului în rezervoarele cu aer comprimat etc.

Semnalizarea de prevenire se face şi acustic şi optic. Sursa sonoră e comună, dar trebuie să fie distinctă de cea utilizată la semnalizarea de avarie. Semnalizarea optică individuală permite identificarea elementului din instalaţie, la care s-a stabilit regimul anormal de funcţionare.

d) Semnalizarea de comandă. Semnalizarea de comandă serveşte la transmiterea comenzilor între două locuri ale centralei, cum ar fi de exemplu camera de comandă şi sala maşinilor. Se execută cu ajutorul aparatelor de comandă, prevăzute cu butoane sau chei de comandă şi elemente de semnalizare. Persoana care doreşte să tramsită o comandă, printr-o manevră face să intre în funcţionare un semnal sonor şi să se aprindă la ambele locuri, unde sînt plasate aparatele de comandă, inscripţia luminoasă "atenţie". Personalul de la capătul de recepţie stinge semnalele, ceea ce înseamnă că e pregătit pentru primirea comenzii. In continuare se emite comanda, ceea ce se concretizează prin aprinderea semnalelor luminoase corespunzătoare la ambele capete. Persoana care execută comanda stinge semnalele luminoase.

H. SERVICIILE INTERNE ALE CENTRALELOR ŞI STAŢIILOR ELECTRICE

Instalaţiile şi mecanismele serviciilor interne asigură funcţionarea normală a agregatelor principale de producere şi transmitere a energiei electrice, din centralele şi staţiile electrice. Mecanismele serviciilor interne asigură mecaniza - rea procesului de producţie din centrale şi staţii. Instalaţi-ile serviciilor interne sînt:

- motoarele electrice şi aparatajul lor de pornire şi oprire,
- iluminatul electric,
- reţeaua electrică de forţă şi lumină din centrală,
- instalaţiile de distribuţie ale serviciilor interne,
- sursele de alimentare ale motoarelor electrice şi a iluminatului,
- instalaţia de curent continuu.

Se constată că se pot deosebi:

- instalaţii de curent alternativ ale serviciilor interne,
- instalaţii de curent continuu ale serviciilor interne.

Instalaţiile serviciilor interne asigură funcţionarea mecanismelor serviciilor interne, cum sînt în cazul centralelor termoelectrice:

- mecanismele de transport, depozitare şi prelucrare a combustibilului;
- mecanismele ce deservesc cazanele: pompe de alimentare, injectoare, ventilatoare, exhaustoare etc.;
- mecanismele ce deservesc turbinele şi generatoarele: pompele de condensat, pompele de circulaţie etc.;
- mecanismele instalaţiei de termoficare;
- mecanismele auxiliare: pompe de incendiu, ascensoare, poduri rulante, grupul de încărcare a bateriilor etc.;
- mecanismele atelierelor auxiliare,

iar în cazul centralelor hidroelectrice:

- mecanismele ce deservesc turbinele şi generatoarele: sistemele de reglare, pompele de ungere, pompele de răcire etc.;

- mecanismele de ridicat;
- mecanismele amenajărilor şi construcţiilor hidrotehnice;
- mecanismele auxiliare: pompele de incendiu, grupul de încărcare a bateriei de acumulatoare, atelierele, ventilatoarele încăperilor etc.

Mecanismele serviciilor interne sînt acţionate în marea majoritate a cazurilor cu motoare electrice. Dat fiind însă importanţa deosebită a unora dintre ele, la anumite mecanisme se aplică şi acţionare de rezervă, prin turbine cu abur sau cu apă.

La unele centrale termoelectrice mari este avantajoasă acţionarea permanentă a pompei de alimentare printr-o turbină de abur alimentată de la o priză a turbinei principale.

In general, serviciile interne trebuie considerate drept consumatori de categoria I.

Din cauza importanţei deosebite a mecanismelor serviciilor interne se acordă atenţie mare următoarelor probleme:

- alegerea motoarelor de acţionare,
- alegerea schemei de conexiuni pentru alimentare cu energie electrică a serviciilor interne.

1. Motoarele de acţionare ale serviciilor interne. Dintre motoarele electrice utilizate la acţionarea mecanismelor serviciilor interne, cele mai răspîndite sînt cele asincrone, cu rotorul în scurtcircuit. Printre multiplele avantaje cunoscute ale acestor motoare se subliniază proprietatea de autopornire a lor după o întrerupere scurtă a alimentării. Se mai utilizează şi motoarele sincrone şi motoarele de curent continuu cu excitaţie în derivaţie. Motoarele sincrone se utilizează numai în cazul puterilor mari, iar cele de curent continuu în cazul cînd se cere reglarea turaţiei între limite largi. Utilizarea motoarelor de curent continuu prezintă avantajul că ele pot fi puse în funcţiune, şi atunci cînd dispare tensiunea la barele de curent alternativ, prin alimentarea lor de la bateria de acumulatoare. Astfel, motorul de curent continuu reprezintă un mod de acţionare sigur, motiv pentru care se utilizează la mecanismele deosebit de importante, cum ar fi de exemplu pompa de rezervă pentru ungerea lagărelor

grupului turbogenerator. Se menţionează că în mod normal motoarele de curent continuu se alimentează de la grupul convertizor motor de curent alternativ-generator de curent continuu şi numai în caz de avarii, de la bateria de acumulatoare.

2. Schemele de conexiuni ale serviciilor interne. La alegerea schemei de conexiuni ale serviciilor interne se ţine cont de faptul că acestea sînt consumatorii cei mai exigenţi ai centralei şi în consecinţă schema de conexiune trebuie să prezinte siguranţă absolută, privind continuitatea alimentării. O asemenea siguranţă în funcţionare se realizează prin secţionarea barelor colectoare ale serviciilor interne şi prin existenţa căilor de alimentare de rezervă.

In termocentrale, numărul secţiilor de bare ale serviciilor interne se alege egal cu numărul cazanelor, astfel încît de la o secţie să se alimenteze motoarele ce deservesc un singur cazan. Principiul secţionării barelor după numărul cazanelor se justifică prin aceea că numărul predominant al motoarelor serviciilor interne revine deservirii cazanelor. Motoarele care deservesc serviciile interne generale ale centralei se repartizează pe diferitele secţii, astfel ca încărcarea acestora să rezulte cît mai uniform. In centralele hidroelectrice numărul secţiilor se alege egal cu numărul hidrogeneratoarelor.

Rezerva în alimentarea serviciilor interne poate fi realizată prin două moduri, ca rezervă propriu-zisă sau ca rezervă implicită. Rezerva propriu-zisă înseamnă existenţa unei căi de alimentare de rezervă, care în mod normal nu se află în funcţiune, care însă poate înlocui oricare dintre căile de alimentare principale. Calea de alimentare de rezervă se conectează automat printr-un sistem AAR, în cazul ieşirii din funcţiune a unei căi principale. In cazul rezervei implicite, în mod normal toate căile de alimentare sînt în funcţiune, dar ele sînt supradimensionate astfel încît, la ieşirea din funcţiune a oricăreia dintre ele, celelalte pot asigura întreaga putere necesară alimentării serviciilor interne.

Alimentarea serviciilor interne are loc de la generatoarele principale ale centralei, deşi în cursul dezvoltării cen-

tralelor şi sistemelor energetice au existat şi alte soluţii, care însă nu s-au generalizat. Centralele moderne fiind interconectate cu sistemul energetic, alimentarea serviciilor interne devine posibilă şi la o eventuală oprire a tuturor agregatelor centralei. De altfel, schemele de conexiuni ale serviciilor interne trebuie astfel concepute, încît ele să permită acest lucru.

Puterile motoarelor serviciilor interne variază între limite foarte largi. Dacă puterile unitare ale motoarelor instalate în centrală sînt sub circa 2oo kW, alimentarea lor devine economică la tensiunea de 38o/22o V. In scopul realizării acestei tensiuni, se montează transformatoare corespunzătoare. Se menţionează că transformatoarele pentru alimentarea serviciilor interne nu trebuie să depăşească puterea unitară de 56o-75o kVA.Dacă centrala are motoare de puteri peste 2oo kW, acestea trebuie alimentate la 3 kV sau 6 kV, motoarele mai mici rămînînd însă alimentate la 38o/22o V.Astfel,pentru nevoile serviciilor interne se realizează două tensiuni. Dacă tensiunea generatoarelor este de lo-2o kV, iar pentru alimentarea motoarelor mari se necesită transformatoare, dintre tensiunile de alimentare de 3 şi 6 kV se preferă cea de 3 kV. Dacă însă tensiunea generatoarelor e de 6 kV, motoarele mari vor fi tot de 6 kV, ele putîndu-se alimenta astfel direct de la barele principale ale centralei, fără transformatoare. Totuşi, pentru limitarea curenţilor de scurtcircuit, între barele principale de 6 kV ale centralei şi barele serviciilor interne de 6 kV se aplică reactoare.

In cazul schemelor bloc generator-transformator, barele colectoare ale serviciilor interne sînt alimentate prin transformatoare sau prin reactoare, conectate la bornele generatoarelor centralei.

Schemele de alimentare ale serviciilor interne pot obţine configuraţii foarte variate, cu respectarea principiilor enunţate mai sus. In continuare se dau cîteva exemple de scheme.

Figura XII.42 arată schema de alimentare a serviciilor interne pentru o centrală echipată cu două generatoare de puterea de 6-8 MW fiecare şi cu tensiunea la bornele generatoarelor de 6 kV. Conform celor arătate anterior, motoarele de

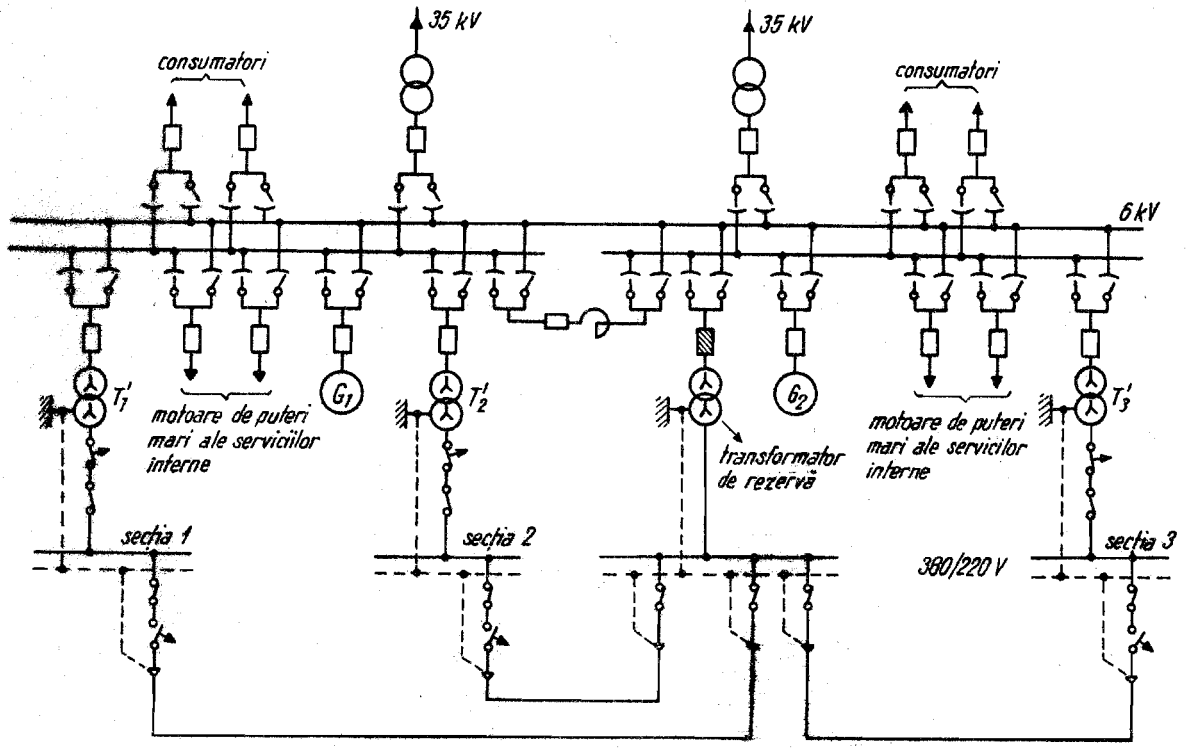


Fig. XII.42. Schemă de alimentare a serviciilor interne la o centrală cu generatoare de putere unitară 6-8 MW, tensiunea la borne 6 kV.

puteri mari sînt de asemenea de 6 kV, pentru a putea fi alimentate direct de la barele principale ale centralei. Celelalte motoare, cum şi ceilalţi consumatori ai serviciilor interne se vor alimenta de la barele colectoare ale serviciilor interne de 380/220 V. Numărul cazanelor din centrală fiind trei, barele s-au secţionat în trei secţii, a patra secţie fiind de rezervă. Schema prezintă o rezervă propriu-zisă. Se observă simplu că oricare dintre cele trei transformatoare ale serviciilor interne poate fi înlocuit cu transformatorul de rezervă. Aparatajul de comutare prevăzut permite aplicarea sistemului AAR.

In cazul centralelor de puteri mai mari, dar cu tensiunea de 6 kV la bornele generatoarelor, numărul motoarelor peste 2oo kW poate fi mare. In acest caz se recomandă ca tensiunea de 6 kV să se utilizeze ca tensiune principală pentru instalaţiile serviciilor interne, realizînd bare secţionate pentru serviciile interne la această tensiune. Legarea barelor de 6 kV ale serviciilor interne cu barele principale ale centralei se face prin reactoare, conform figurii XII.43. Transformatoarele de 6 ooo/38o-22o V, care alimentează barele serviciilor interne de 38o/22o V (acestea nu sînt reprezentate în figură), se racordează la barele de 6 kV ale serviciilor interne, de unde se alimentează şi motoarele de puteri mari.

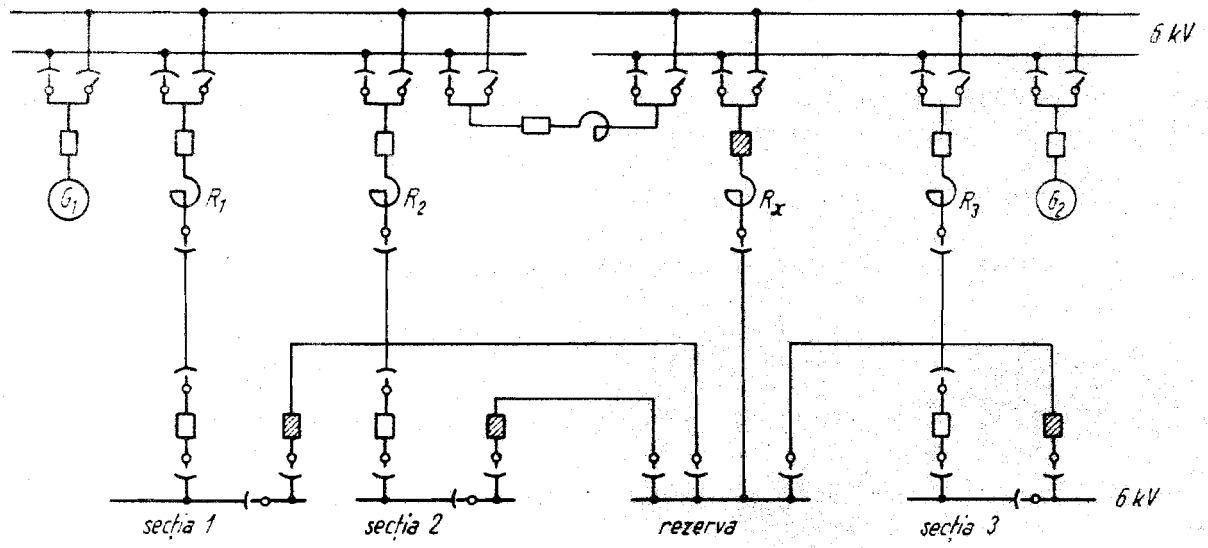


Fig. XII.43. Schemă de alimentare a serviciilor interne la o centrală de putere mare, cu numeroase motoare de puteri mari.

Dacă tensiunea la bornele generatoarelor e de lo kV sau mai mare, pentru alimentarea serviciilor interne se realizează bare secţionate de 3 kV, corespunzător schemei din figura XII.44. Motoarele de puteri mari se vor alege de 3 kV şi se vor alimenta de la secţiile de bare indicate, de unde se alimentează şi transformatoarele serviciilor interne de 3 ooo/ /38o-22o V.

Alimentarea serviciilor interne la o termocentrală la care generatoarele sînt legate în schemă bloc cu transformatoarele se arată prin schema din figura XII.45.

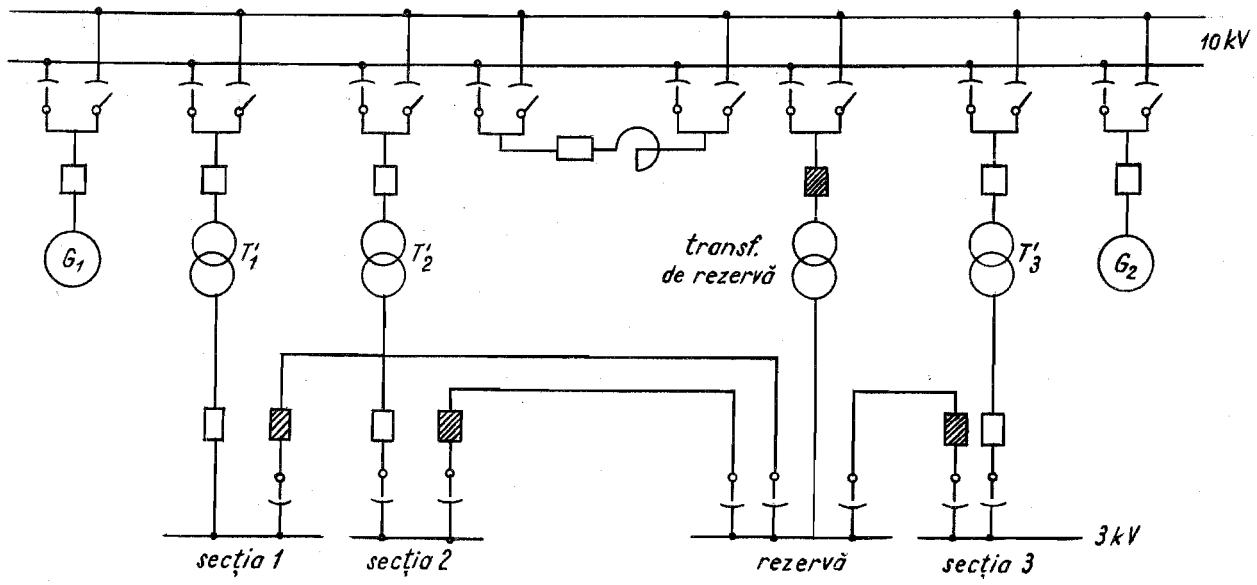


Fig. XII.44. Schemă de alimentare a serviciilor interne la o centrală de putere mare cu tensiunea de 10 kV (sau mai mare) la bornele generatoarelor.

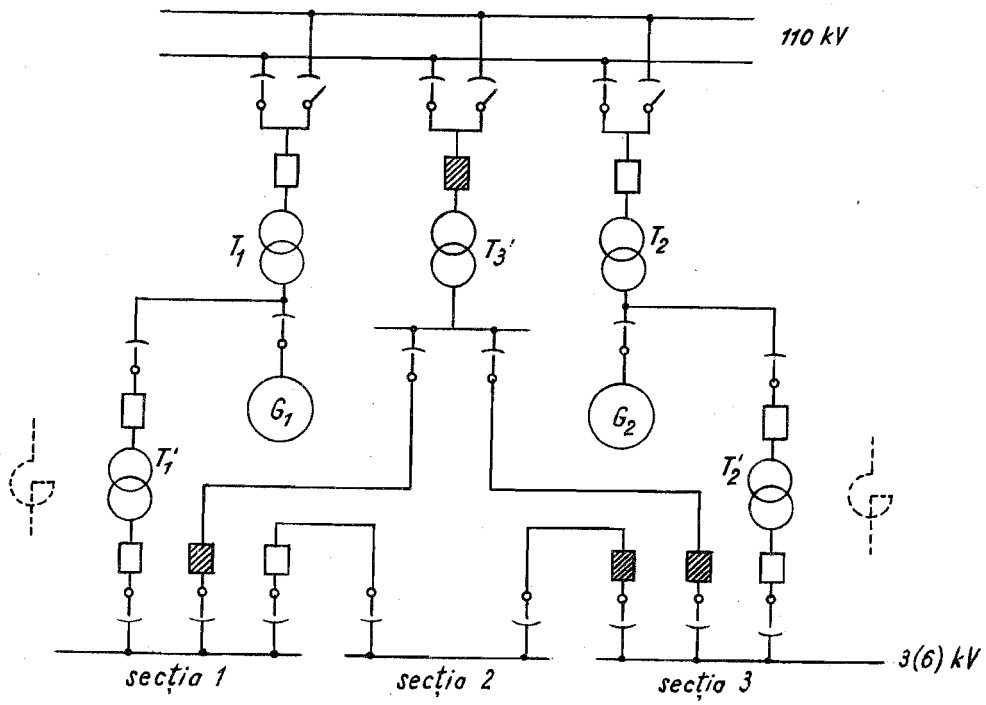


Fig. XII.45. Schemă de alimentare a serviciilor interne la o centrală termoelectrică fără bare colectoare la tensiunea generatoarelor.

S-a considerat o centrală cu două turboagregate şi cu trei cazane, motiv pentru care s-au realizat trei secţii de bare. O secţie (cea din mijloc) nu are alimentare independentă, ci poate fi racordată la oricare dintre secţiile extreme. Transformatorul de rezervă se conectează la barele de tensiune înaltă. Rolul lui este pe de o parte de a asigura rezerva necesară, pe de altă parte de a asigura alimentarea serviciilor interne în cazul cînd ambele agregate ale centralei sînt oprite.

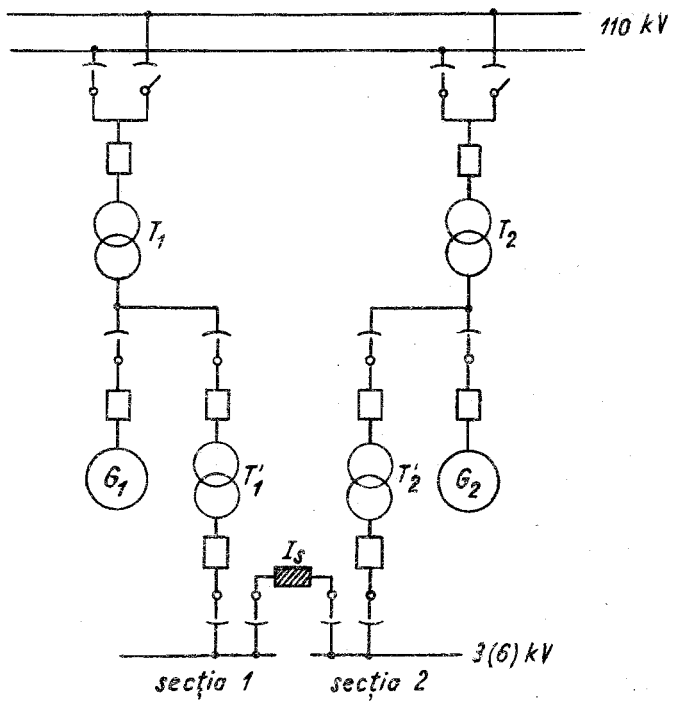


Fig. XII.46. Schemă de alimentare a serviciilor interne la o centrală hidroelectrică.

Dacă tensiunea la bornele generatoarelor este de 6 kV, această tensiune poate fi luată şi drept tensiune principală la barele serviciilor interne. In acest caz, schema va cuprinde reactoare în locul transformatoarelor T'_1 şi T'_2.

De la barele de 3(6) kV (fig. XII.45) se alimentează motoarele de puteri mari şi transformatoarele de 3 ooo(6 ooo)/ /38o-22o V ale serviciilor interne.

Centralele hidroelectrice prezintă consum propriu relativ redus: (1-1,5 %)din puterea instalată. Din acest motiv, schemele de alimentare ale serviciilor interne la aceste centrale se realizează cu rezervă implicită şi nu propriu-zisă. Schema din figura XII.46 arată modul de alimentare a barelor serviciilor interne în cazul unei centrale hidroelectrice cu două agregate. Numărul secţiilor barelor serviciilor interne s-a ales egal cu numărul agregatelor. Ambele transformatoare ale serviciilor interne (T'_1 şi T'_2) sînt de serviciu. La deconectarea unuia se închide întrerupătorul secţional I_s(normal

deschis) şi transformatorul rămas în funcţiune trebuie să asigure alimentarea tuturor consumatorilor serviciilor interne.

3. Instalaţiile de curent continuu ale serviciilor interne. In centralele şi staţiile electrice curentul continuu se utilizează la alimentarea circuitelor de comandă, semnalizare, protecţie prin relee, automatizare, precum şi pentru iluminatul de rezervă. Cu scopul de a asigura funcţionarea circuitelor indicate în cazul oricărei avarii, sursa de curent continuu trebuie să fie independentă de reţeaua de curent alternativ. O asemenea sursă de curent continuu este bateria de acumulatoare.

In centrale pot exista şi motoare de curent continuu pentru acţionarea mecanismelor serviciilor interne. Aceste motoare în mod normal se alimentează de la grupuri convertizoare, motor de curent alternativ - generator de curent continuu, şi numai în caz de avarie cînd aceste grupuri nu pot funcţiona, ele se racordează la bateria de acumulatoare.

In centralele şi staţiile electrice se utilizează acumulatoare acide cu plăci de plumb. Mai nou sînt folosite şi acumulatoare alcaline cu fier-nichel. In continuare se vor indica cîteva caracteristici ale acumulatoarelor acide cu plăci de plumb, care sînt cele mai utilizate.

Acumulatoarele se caracterizează prin capacitatea lor, măsurată în amper-ore. Capacitatea depinde de regimul de descărcare, avînd valoare cu atît mai mare, cu cît durata descărcării e mai mare. In ţara noastră se fabrică două tipuri de acumulatoare: acumulatoare de tipul L sînt destinate descărcărilor mai lente, de ordinul 3-10 ore, iar cele de tipul L_s descărcărilor mai rapide, de 1-2 ore. Indicativul acumulatorului conţine totdeauna şi o cifră, ca L-2, L-3,...L-N, care arată că acumulatorul are capacitatea de N ori mai mare decît acumulatorul elementar, care se notează cu L-1, respectiv L_s-1. Capacitatea acumulatoarelor elementare se indică în tabelă:

	Tipul acumulatorului					
	L_s-1		L-1			
Durata descărcării, în ore	1	2	3	5	7,5	1o
Curentul de descărcare, în A	19	12	9	6,2	4,5	3,6
Capacitatea, în amper-ore	19	24	27	31	34	36

Acumulatoarele mai au încă trei caracteristici importante, de care trebuie să se ţină cont în exploatare. Acestea sînt:

- tensiunea finală de descărcare: 1,75 V pentru acumulatoarele de tip L_s şi 1,8 V pentru acumulatoarele tip L,
- curentul maxim admisibil de descărcare: 19.N pentru acumulatoarele de tip L_s şi 9.N pentru acumulatoarele de tip L,
- curentul maxim admisibil de încărcare: 11.N pentru acumulatoarele de tip L_s şi 9.N pentru acumulatoarele de tip L.

In centralele şi staţiile electrice se recomandă utilizarea acumulatoarelor de tip L_s, deoarece acestea permit descărcări şi sub formă de şoc de curent, ce poate să apară la cuplarea unui întrerupător cu dispozitiv electromagnetic de acţionare. Acumulatoarele de tip L_s permit obţinerea unor curenţi de descărcare de 2,5 ori curentul de descărcare de o oră, timp de 5 secunde.

Bateria de acumulatoare poate funcţiona în două regimuri caracteristice distincte:

a. Regimul de încărcare-descărcare. Bateria de acumulatoare se conectează la barele de curent continuu şi alimentează circuitele de curent continuu, prin care ea se descarcă; la un anumit stadiu de descărcare urmează să fie racordată, în vederea încărcării ei, la grupul convertizor de încărcare. In perioada încărcării bateriei, grupul convertizor alimentează şi circuitele de curent continuu ale centralei sau staţiei.

b. Regimul de încărcare permanentă. Bateria de acumulatoare se leagă în paralel cu generatorul de curent continuu al grupului de încărcare (denumit grup de încărcare permanentă), generatorul asigurînd în permanenţă alimentarea circuitelor de curent continuu ale centralei şi staţiei şi totodată încărcarea permanentă a bateriei cu un curent mic, cu scopul de a

compensa autodescărcarea acesteia. In felul acesta bateria e în permanenţă în stare încărcată şi alimentează circuitele de curent continuu ale centralei sau staţiei numai în regim de avarie, cînd grupul convertizor de încărcare permanentă nu poate funcţiona. De asemenea, în cazul regimului normal de funcţionare (bateria de acumulatoare în paralel cu generatorul de încărcare permanentă) sarcinile de vîrf de scurtă durată (şocuri de curent) sînt preluate de bateria de acumulatoare, deoarece aceasta are caracteristică exterioară, U = f(I), mai rigidă decît generatorul de încărcare.

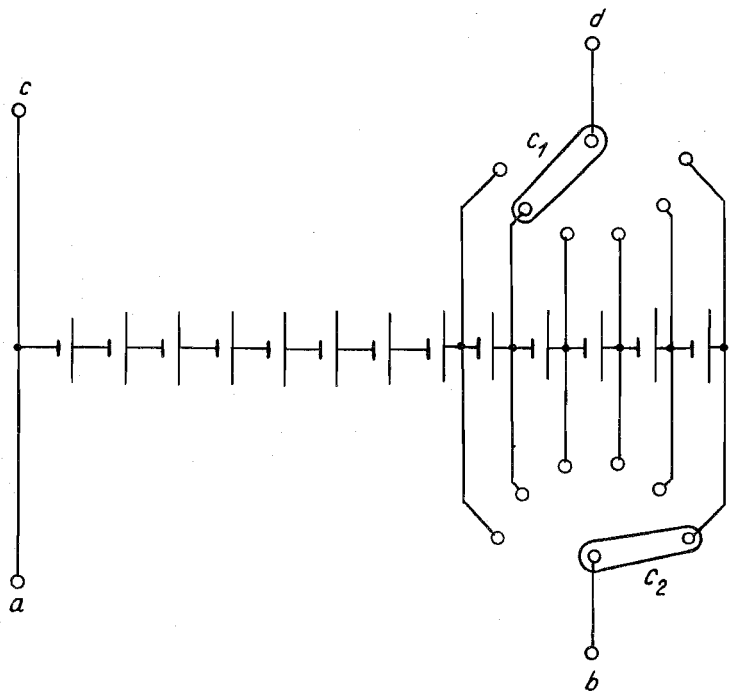


Fig. XII.47. Aplicarea comutatorului dublu la bateria de acumulatoare.

După o avarie de lungă durată, bateria de acumulatoare ajunge în stare descărcată, ceea ce necesită încărcarea ulterioară a ei. De asemenea periodic, aproximativ o dată pe lună, bateria trebuie complet descărcată (în mod voit), şi din nou încărcată. Aceste încărcări ale bateriei se efectuează cu ajutorul unui grup convertizor distinct de cel de încărcare permanentă, ce poartă denumirea de grup de încărcare. Grupul de încărcare trebuie să fie de putere mult mai mare decît grupul de încărcare permanentă.

Dintre cele două regimuri de funcţionare descrise se preferă regimul de încărcare permanentă, deoarece regimul de descărcare-încărcare prezintă numeroase dezavantaje, dintre care amintim pe cel mai important, şi anume, necesitatea încărcărilor dese, la intervale de cîteva zile, ce are ca urma-

re reducerea duratei de utilizare a bateriei şi deservirea relativ complicată a ei. Funcţionarea bateriei de acumulatoare în regim de încărcare permanentă reduce uzura acumulatoarelor din cauza încărcărilor rare şi simplifică deservirea ei.

In ambele regimuri de funcţionare o parte din baterie e prevăzută cu prize, care duc la un comutator dublu, conform schemei din figura XII.47, bornele exterioare ale bateriei fiind cele notate cu a,b,c şi d. Manevrarea cursoarelor C_1 şi C_2 permite stabilirea unui regim corect de încărcare şi menţinerea constantă a tensiunii la barele colectoare de curent continuu, care e o cerinţă impusă de consumatorii de curent continuu.

In cazul centralelor şi staţiilor electrice mici se adoptă soluţii simple, privind sursa de curent continuu. Se renunţă la schemele complexe, la utilizarea comutatorului dublu de elemente, utilizînd două grupuri de baterii de 24-48 V, dintre care unul e de rezervă. Incărcarea acestora se realizează cu ajutorul redresoarelor (cu mercur sau seleniu).

C a p i t o l u l X I I I

CENTRALE TERMOELECTRICE CU TURBINE CU ABUR

A. ELEMENTELE CIRCUITULUI TERMIC

1. Clasificarea centralelor termoelectrice. In prezent cea mai mare parte a energiei electrice produse în lume se obţine de la centrale termoelectrice. Majoritatea acestora sînt echipate cu turbine cu abur (peste 9o%). De aceea în cadrul acestui capitol ne ocupăm exclusiv cu CTE cu turbine cu abur.

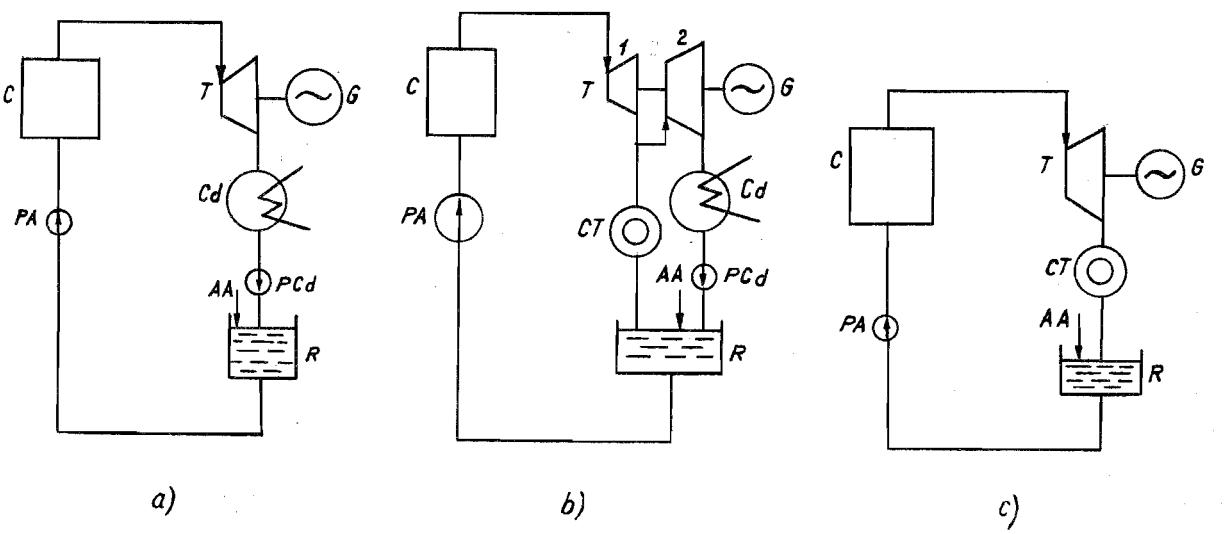


Fig. XIII.1. Scheme de principiu ale circuitelor termice ale CTE;
a) centrală cu condensaţie (ciclu Clausius-Rankine); b) CET cu prelevare; c) CET cu contrapresiune; C-cazan; T-turbină ; Cd-condensator; PCd-pompă de condensat; R-rezervor de alimentare; PA-pompă de alimentare; AA-apă de adaos; CT-consumatorul termic;G-generator.

Centralele termoelectrice pot fi clasificate după mai multe criterii. Astfel, după felul energiei livrate cunoaştem:

- CTE cu condensaţie, care produc numai energie electrică (fig. XIII.1,a).
- Centrale electrice de termoficare (CET), cu producere combinată de energie electrică şi termică. Alimentarea consumatorului termic se poate face cu aburi prelevaţi (fig. XIII.1,b), sau cu aburul trecut prin turbina care funcţionează cu contrapresiune (fig.XIII.1,c),sau eventual, la o centrală cu condensaţie prin exploatarea condensatorului cu vid înrăutăţit (cu scopul încălzirii apei de răcire la temperatura necesară consumatorilor termici).

După tipul motorului termic, CTE sînt:

- cu turbine cu abur (maşinile cu piston nu sînt folosite în centrale staţionare),
- cu turbine cu gaz,
- cu motoare cu ardere internă.

CTE se mai clasifică şi după felul combustibilului (cărbune, gaz natural, păcură,...), după felul consumatorilor,după puterea lor, după rolul lor în sistem (de bază, de vîrf).

Diagrama de sarcină zilnică a consumatorilor sistemului este repartizată între centralele sistemului - în cazul din figura XIII.2, între trei centrale: (1) o centrală de bază, cu utilaj scump şi randament ridicat, care funcţionează cu sarcină cît mai uniformă, (2) o centrală intermediară şi (3) o centrală de vîrf, care poate fi o CTE mai ieftină şi randament mai mic sau o centrală hidroelectrică (CHE) cu acumulare chiar modestă, pentru acoperirea vîrfurilor zilnice.

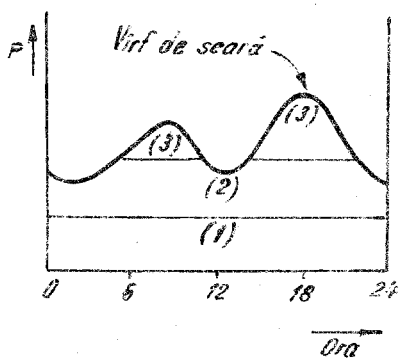


Fig. XIII.2. Diagramă de sarcină.

Sarcina termică a unei CET este impusă de consumatorii de căldură aparţinînd centralei. La o CET cu contrapresiune, aceasta determină şi puterea electrică a centralei, care deci trebuie neapărat să funcţioneze interconectată cu sistemul

electric, pentru a putea acoperi necesarul de putere electrică a consumatorilor centralei.

In acest capitol, în cele ce urmează, se prezintă numai probleme de centrale propriu-zise, agregatul cazanului şi al turbinei fiind presupuse cunoscute.

2. Metode pentru mărirea randamentului. Obţinerea unui randament cît mai ridicat la o CTE se realizează prin

- alegerea corespunzătoare a parametrilor iniţiali şi finali ai aburului,
- preîncălzirea regenerativă a apei de alimentare,
- supraîncălzirea intermediară a aburului,
- producerea combinată de energie electrică şi căldură.

Ultima, de fapt, nu ridică randamentul producerii de energie electrică, ci randamentul global al centralei, considerînd şi producerea de căldură.

a. Alegerea parametrilor aburului. Consumul specific de căldură (conţinută în combustibil) pentru unitatea de energie electrică produsă este

$$q = \frac{1}{\eta} \ [\text{joule/joule}]$$

sau

$$q = \frac{860}{\eta} \ [\text{kcal/kWh}] ,$$

unde η este randamentul centralei, egal cu produsul randamentelor elementelor sale: randamentul cazanului, al conductei de abur, randamentul termic al obţinerii lucrului mecanic în ciclul termic (η_t), randamentul interior al turbinei, randamentul mecanic al turbinei, randamentul generatorului.

Parametrii iniţiali ai aburului influenţează practic numai randamentul termic şi, în mică măsură, randamentul interior al turbinei. De aceea, putem scrie că

$$q \cong \frac{860}{0,7\,\eta_t} = \frac{\text{const}}{\eta_t}$$

0,7 fiind cu aproximaţie produsul randamentelor cu excepţia celui termic.

Randamentul termic are expresia

$$\eta_t = \frac{H}{i_o - i_{cond}},$$

unde H este căderea termică adiabatică, iar i_o şi i_{cond}, entalpia iniţială şi finală a aburului. El depinde în primul rînd de temperatura şi presiunea iniţială a aburului. La fiecare temperatură există o presiune optimă, în general foarte ridicată, astfel încît există interes să se mărească atît temperatura cît şi presiunea, mai ales în domeniul temperaturilor ridicate. In special, ridicarea temperaturii este eficace pentru mărirea randamentului termic. De aceea întotdeauna temperatura iniţială este peste cea critică (375°C) atingînd valori de 55o...6oo(...65o)°C, iar presiunea este şi ea ridicată, fiind însă în general mai mică decît cea critică (225 ata). In cazurile excepţionale ale unor blocuri cazan-turbogenerator, de foarte mare putere se funcţionează cu parametrii supracritici (p > 225 ata). Ridicarea temperaturii peste circa 55o...57o°C necesită folosirea unor oţeluri speciale scumpe, pentru supraîncălzitor şi corpul de înaltă presiune a turbinei, din care cauză economicitatea relativă a temperaturilor iniţiale peste 57o°C este mică sau chiar îndoielnică.

Ridicarea parametrilor iniţiali măreşte costul agregatelor şi măreşte consumul propriu al centralei (în primul rînd prin mărirea puterii pompelor de alimentare).

Randamentul termic creşte prin micşorarea temperaturii în condensator. Acest lucru este posibil în funcţie de temperatura apei de răcire şi de debitul ei. Mărirea debitului apei de răcire este favorabilă din punctul de vedere al randamentului, însă scumpeşte toate elementele circuitului apei de răcire, în particular condensatorul, şi măreşte puterea şi consumul pompelor de circulaţie (a apei de răcire). De aceea există o temperatură, respectiv presiune optimă în condensator, de o,o3...o,o5 ata, în funcţie de temperatura apei de răcire.

Randamentul total al centralelor mari contemporane este de (3o...)35...4o%.

b. Preîncălzirea regenerativă a apei de alimentare. Dacă condensatul rece ar trebui să fie încălzit pînă la fierbere în întregime în cazan, aceasta ar necesita o cantitate de căldură importantă. Pe de altă parte există posibilitatea de a preleva abur din turbină din prize nereglabile şi a folosi căldura conţinută în aceşti aburi pentru preîncălzirea apei de alimentare. In felul acesta se poate valorifica întreaga cantitate de căldură conţinută în aburul prelevat, inclusiv cea de condensare, care altfel ar trece, fără folos, în apa de răcire a condensatorului. Ceea ce se pierde este lucrul mecanic nerealizat în turbină, de aburul prelevat, deci pierderea apare la producerea de energie electrică. Totuşi, aburul a efectuat lucru mecanic în turbină pînă la prelevare, şi anume cu un randament foarte ridicat, pentru că la aburul prelevat nu apar pierderile în condensator (peste 50%). De aceea, preîncălzirea regenerativă este cu atît mai eficace pentru ridicarea randamentului întregului ciclu, cu cît aburul prelevat a efectuat mai mult lucu mecanic în turbină. In figura XIII.3 s-a reprezentat o schemă de preîncălzire regenerativă în două trepte, cu corpurile de preîncălzire 1 şi 2. Din punctul de vedere al măririi randamentului, mai eficace este preîncălzitorul 2, lucrul mecanic efectuat în turbină de către aburul prelevat pentru acest preîncălzitor fiind mai mare. O prelevare în apropierea intrării aburului în turbină ar fi lipsită de eficacitate economică şi cu atît mai mult preîncălzirea cu abur proaspăt nu are sens din punctul de vedere al măririi randamentului. Există o temperatură optimă (egală cu circa 0,5... 0,7 din cea de fierbere) pentru apa de alimentare a cazanului, obţinută prin preîncălzire regenerativă. Ea depinde de numărul de trepte al preîncălzirii.

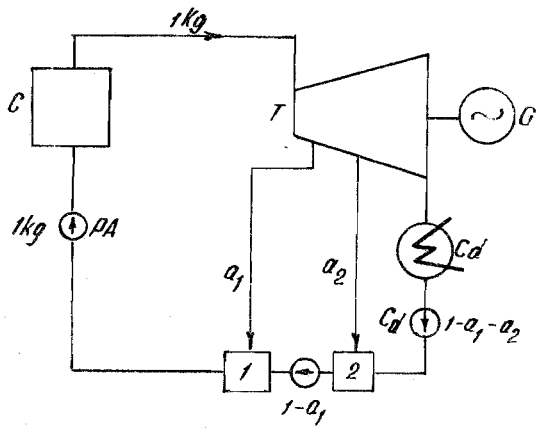


Fig. XIII.3. Preîncălzire regenerativă în două trepte.

Preîncălzitoarele pot fi de suprafaţă sau prin amestec. Cele de suprafaţă au avantajul că presiunea apei încălzite poate diferi de presiunea aburului încălzitor, care se condensează de partea cealaltă a suprafeţei de separaţie (sistem tubular). De aceea, deşi aburul încălzitor are presiuni diferite, în funcţie de priza de prelevare, totuşi apa de alimentare poate avea aceeaşi presiune, nefiind deci necesare pompe în circuitul ei, între două preîncălzitoare.

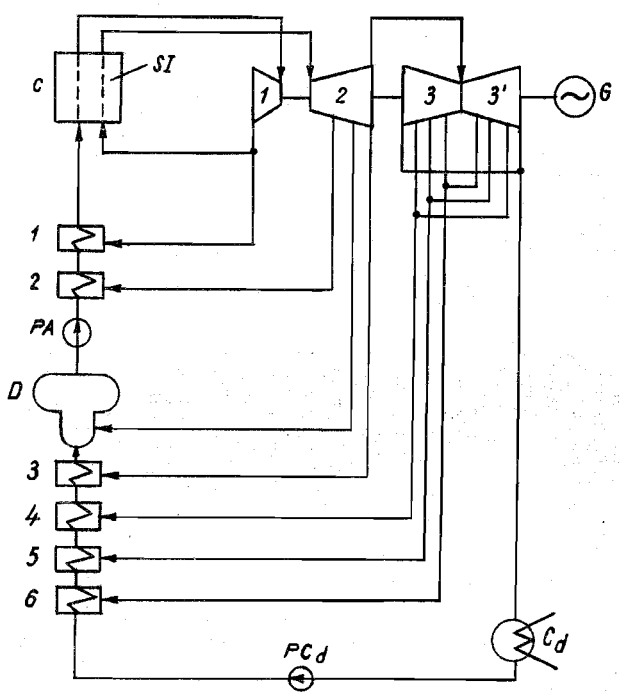


Fig. XIII.4. Schema circuitului termic a unei CTE.

In funcţie de presiunea apei de alimentare, preîncălzitoarele sînt de joasă presiune (fig.XIII.4) situate înaintea pompei de alimentare (3...5 trepte la centrale moderne) şi de înaltă presiune, situate după pompa de alimentare (1...3 trepte).

Condensatul aburului încălzitor se scurge de obicei în cascadă din spaţiul de condensare al unui preîncălzitor în spaţiul de condensare al preîncălzitorului următor, avînd presiune mai mică, iar pe urmă se scurge în condensator sau se pompează în degazor.

Presiunea apei de alimentare trebuie să fie superioară presiunii aburului încălzitor din priza cea mai fierbinte, pentru ca să nu se producă vaporizarea apei.

La fiecare treaptă de preîncălzire, temperatura apei de alimentare se ridică cu cîteva zeci de grade, în general în trepte uniforme, pînă la temperatura finală cu care apa de alimentare se introduce în economizorul cazanului. Aburul încălzitor trebuie să aibă o presiune cît mai mică, astfel încît să fi efectuat maximum de lucru mecanic în turbină, însă temperatura sa de condensare trebuie să fie cu cîteva grade mai ridicată decît temperatura la care se încălzeşte apa de

alimentare în preîncălzitorul respectiv, astfel încît suprafaţa preîncălzitorului să nu rezulte prea mare. Un preîncălzitor de suprafaţă ideal, fără cădere termică, deci cu utilizarea maximă în turbină a aburului prelevat, nu este realizabil practic.

Preîncălzitoarele prin amestec nu au cădere termică, deci eficacitatea lor termodinamică este maximă. Ele însă nu separă circuitul apei de răcire de spaţiul de abur corespunzător din turbină şi necesită deci pompe între două trepte de preîncălzire. Din această cauză se foloseşte un singur preîncălzitor de suprafaţă care îndeplineşte şi funcţia de degazor (în fig. XIII.4 degazorul este reprezentat răsturnat pentru încadrarea mai simplă în schemă). Presiunea din acest preîncălzitor este numai puţin superioară celei de fierbere a apei de alimentare înaintea pompei de alimentare, egală cu circa 1,2 ata (la degazoarele atmosferice) sau 5...6 ata (la degazoarele instalaţiilor cu un număr mai mare de trepte de preîncălzire de joasă presiune).

In R.P.R., centralele noi (Paroşeni, Sîngiorgiu-de-Pădure, Borzeşti, Luduş) sînt echipate cu unităţi de 25, 50, 100, 200 MW (Luduş) cu preîncălzire regenerativă dezvoltată, în 6...8 trepte.

c. <u>Supraîncălzirea intermediară a aburului</u>. S-a amintit că mărirea randamentului termic se poate realiza prin mărirea temperaturii şi presiunii aburului. Considerînd temperatura egală cu cea maximă admisibilă (după calitatea oţelurilor întrebuinţate), mărirea presiunii duce, în diagrama i-s (fig. XIII.5) la deplasarea punctului A, care corespunde parametrilor iniţiali înspre stînga şi prin aceasta la o puternică umezire a aburului în ultimele trepte ale turbinei, cu efecte de eroziune inadmisibile. Se cere ca titlul aburului să fie mai mare de $x \cong 0{,}85$.

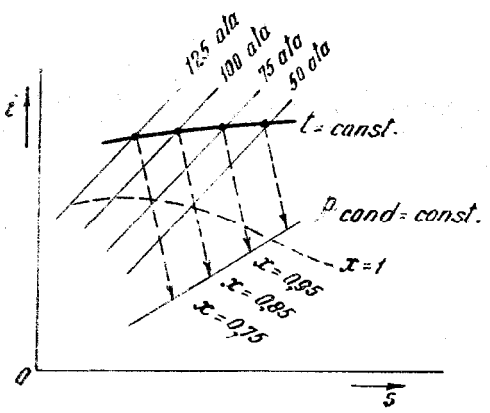


Fig. XIII.5. Umezirea aburului la destindere de la presiuni mari.

Umezirea prea mare a aburului poate fi împiedicată printr-o supraîncălzire intermediară în 1...2 trepte. Pentru aceasta, după o primă destindere (fig. XIII.4) în corpul 1 de înaltă presiune a turbinei, aburul este recondus în cazan şi supraîncălzit din nou în supraîncălzitorul intermediar. După aceea, în cazul figurii XIII.4, aburul trece în corpul de medie presiune a turbinei, iar apoi străbate în dublu flux corpurile 3 şi 3' de joasă presiune. La blocuri peste 300 MW turbine se construieşte cu doi arbori, unul pentru corpurile de presiune înaltă (şi medie) antrenînd un generator cu o pereche de poli şi unul pentru corpurile de presiune joasă antrenînd un generator cu două sau o pereche de poli. Turaţia mai scăzută este avantajoasă la debitele mari de aburi, pentru că permite realizarea rotoarelor cu diametre mai mari, deci viteze şi pierderi mai mici la ieşirea din turbină.

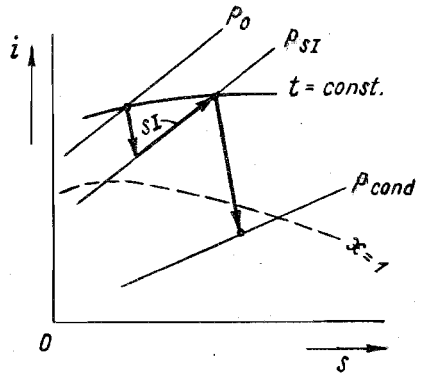


Fig.XIII.6. Supraîncălzirea intermediară în diagrama i-s .

Procesul destinderii şi a supraîncălzirii intermediare este reprezentat în diagrama i-s din figura XIII.6. Creşterea randamentului rezultă atît prin creşterea presiunii iniţiale cît şi prin realizarea prin supraîncălzire intermediară a unui ciclu parţial suplimentar, avînd randament mai ridicat decît ciclul de bază. Bineînţeles din ambele puncte de vedere este recomandabil ca temperatura finală a supraîncălzirii intermediare să fie cît mai mare, deci egală cu temperatura iniţială a aburului supraîncălzit.

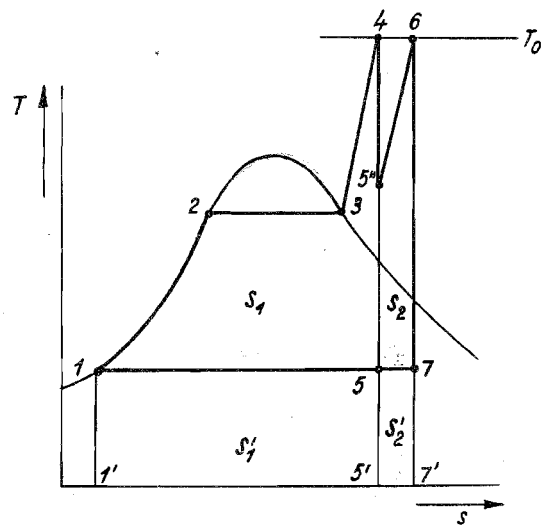


Fig. XIII.7. Supraîncălzirea intermediară în diagrama T-s.

Mărirea randamentului ciclului rezultă din diagrama T-s (fig. XIII.7). Randamentul ciclului de bază (123451) este

$$\eta_1 = \frac{S_1}{S_1 + S_1'},$$

al ciclului suplimentar (12345"671):

$$\eta_2 = \frac{S_2}{S_2 + S_2'},$$

iar randamentul ciclului rezultant:

$$\eta = \frac{S_1 + S_2}{S_1+S_1'+S_2+S_2'} = \frac{S}{S + S'}.$$

Se observă că

$$\eta = \eta_1 \frac{S_1+S_1'}{S +S'} + \eta_2 \frac{S_2+S_2'}{S +S'},$$

adică randamentul rezultant este o medie ponderată a randamentelor parţiale. Prin urmare $\eta > \eta_1$ dacă $\eta_2 > \eta_1$, de unde rezultă o limită inferioară a presiunii supraîncălzirii intermediare. La această limită $\eta = \eta_1$. De asemenea $\eta = \eta_1$ şi dacă destinderea în corpul de înaltă presiune este foarte mică, ceea ce este un caz lipsit de sens, deoarece atunci de fapt nu are loc o supraîncălzire intermediară ($S_2 = o$). Există deci o presiune optimă a supraîncălzirii intermediare, la care randamentul rezultant devine maxim. Ea este de cîteva zeci de atmosfere.

d. <u>Producerea combinată de energie electrică şi căldură</u>. Randamentul transformării de energie care are loc într-o CTE este relativ scăzut (sub 4o%) datorită faptului că partea mai mare a energiei conţinute în aburi, rezultată în cursul procesului de transmitere de căldură în cazan, nu mai poate fi utilizată, din momentul în care aburii, în urma destinderii în turbină au atins temperatura mediului rece. Mai precis presiunea finală este determinată de temperatura apei de răcire, faţă de care temperatura de condensare va trebui să fie cu circa lo grade mai ridicată, pentru a se asigura trans-

miterea căldurii de condensare către apa de răcire. Căldura latentă de condensare trece astfel în apa de răcire, la o temperatură scăzută, o încălzeşte într-o mică măsură şi deci este eliminată fără a mai fi de nici un folos. Dacă însă se renunţă la destinderea aburului în turbină pînă la o temperatură joasă şi presiunea corespunzătoare de o,o3...o,o5 ata, atunci căldura latentă poate fi folosită, pentru alimentarea unor consumatori termici. Avantajul producerii combinate de energie electrică şi de căldură constă în obţinerea unei energii termice ieftine, deoarece în regim de condensaţie căldura latentă, valorificată acum prin termoficare, era pur şi simplu pierdută. Totuşi producerea de căldură, prin abur prelevat de la o priză reglabilă sau folosind aburii de la o turbină cu contrapresiune micşorează randamentul producerii de energie electrică prin nerealizarea unei destinderi complete. Astfel, numai economicitatea globală este mare, întrucît se consideră ca efecte utile atît energia electrică cît şi căldura produsă. Alimentarea consumatorilor termici cu aburi luaţi direct din cazan nu prezintă avantajul producerii combinate de energie termică şi electrică, întrucît în această situaţie căldura folosită nu rezultă din valorificarea aburului care a produs deja lucru mecanic în turbină.

Producerea combinată de energie electrică şi de căldură se realizează în centrale electrice cu termoficare (CET). Întrucît termoficarea prezintă o mare importanţă economică, în R.P.R. s-a dat o mare atenţie realizării unor CET. Cea mai reprezentativă centrală de acest fel este cea de la Borzeşti, care alimentează cu căldură combinatul chimic şi oraşul Oneşti. O serie de oraşe din R.P.R. au cartiere complete încălzite prin termoficare.

Transmiterea căldurii pentru încălzire se face de preferinţă cu apă încălzită în boilere cu abur prelevat de la priza de 1,2...2,5 ata. Aburul ca agent termic este mai puţin corespunzător din cauza volumului specific mare, care nu este compensat de viteza mai mare a aburului în conducte.

In figura XIII.8 s-a reprezentat o instalaţie de încălzire a apei în boilere. Aburul de 1,2...2,5 ata încălzeşte apa în boilerul principal BP. Condensatul său C trece în răcitorul

de condensat RC, în care se preîncălzeşte apa întoarsă de la consumatorii termici CT, trecută prin pompa de circulaţie PC. In zilele foarte reci de iarnă apa încălzită de aburul de 1,2...2,5 ata ar trebui să aibă un debit deosebit de mare, rezultînd secţiuni mari ale conductelor. De aceea se preferă să se mărească temperatura apei, încălzind-o suplimentar într-un boiler de vîrf BV, ocolit în mod normal. Pentru încălzire se folosesc aburi (A) de la o priză cu presiune mai mare, sau chiar aburi proaspeţi, trecuţi printr-o instalaţie de reducere a presiunii. Condensatul C' este răcit în boilerul principal.

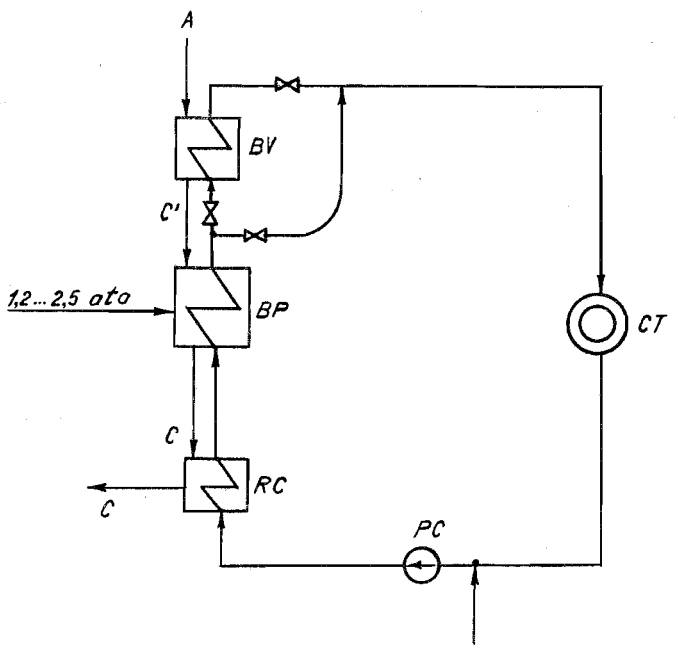


Fig. XIII.8. Instalaţie de boilere.

In unele cazuri, cînd consumatorul termic necesită un debit de abur cu variaţii importante în timp, se foloseşte drept tampon un acumulator de căldură. In figura XIII.9 s-a reprezentat un astfel de acumulator A, care se încarcă la sarcină mică de la o priză sau cu abur proaspăt 1 şi se descarcă la vîrf de sarcină prin conducta 2, completînd debitul de abur obţinut de la turbina cu contrapresiune. Acumularea se face sub formă de apă caldă sub presiune. La încărcare aburul introdus în acumulator se condensează în apă, încălzind-o cu căldura de condensare. La descărcare o parte din apă se vaporizează, căldura necesară obţinîndu-se prin răcirea întregului volum de apă. Acumulatorul funcţionează deci cu temperatură, presiune şi volum

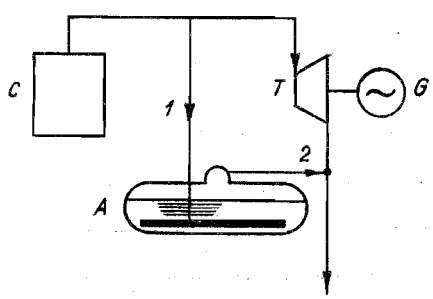


Fig. XIII.9. Acumulator de căldură.

de apă variabil în timpul exploatării. Cu cît volumul rezervorului este mai mic, cu atît presiunea are variaţii mai mari.

3. Apa de adaos. In CTE cu aburi există pierderi de apă în ciclu sub formă de abur, condensat şi purjă. Aceste pierderi, de 1...2% (la centralele moderne sub 1%) se compensează cu apa de adaos, introdusă în circuitul apei de alimentare, în degazor.

Cauzele pierderilor sînt următoarele:

- consumul propriu de abur (suflaj, turbopompe, încălzirea păcurii, sirene, ejectoare etc.);
- drenaje, pierderi prin neetanşeităţi;
- abur pentru preîncălzirea supraîncălzitoarelor;
- condensat nerecuperabil (murdar) la CET;
- purje.

Cazanele de înaltă presiune necesită apă de adaos deosebit de pură. Prezenţa sărurilor dizolvate în apă duce la depuneri de piatră în interiorul ţevilor, care nemaifiind răcite suficient de apa din interior se pot supraîncălzi şi defecta. Purja continuă îmbunătăţeşte compoziţia apei din cazan, dar reprezintă o sursă importantă de pierderi de apă dacă apa de adaos nu este suficient de pură. Prin urmare îmbunătăţind calitatea apei de adaos reducem purja şi deci şi cantitatea apei de adaos. In centrală trebuie să existe o grijă deosebită ca în general toate sursele de pierderi de apă din circuit să fie eliminate, respectiv reduse la minim. Pe cît posibil, drenajele şi condensatul trebuie colectate şi reintroduse în circuit prin degazor.

Eliminarea impurităţilor aflate în suspensie în apa de adaos se face prin decantare şi filtrare.

Sub formă dizolvată, apa de alimentare conţine diferite săruri şi gaze. Sărurile de calciu şi magneziu, care determină duritatea apei, formează piatra de cazan, iar celelalte săruri se depun sub formă de nămol şi se elimină prin purjări intermitente.

Oxigenul şi bioxidul de carbon din apă trebuie eliminaţi, deoarece produc corodarea ţevilor cazanului.

Eliminarea sărurilor din apa de adaos se poate efectua prin epurare chimică urmată uneori de o distilare.

a. Epurarea chimică. Tratarea chimică a apei de adaos se face cu var, sodă, hidrat de sodiu, trifosfat de sodiu, care fac ca sărurile care formează duritatea apei să se precipite. In prezent s-a răspîndit mult metoda de epurare cu mase ionice (cationi de H şi Na). Apa de adaos se trece prin filtre cu schimbători de ioni, care reţin ionii sărurilor dizolvate în apă.

b. Instalaţii de vaporizare. Acestea produc apă distilată care se introduce în circuitul apei de alimentare. Apa distilată este absolut necesară la alimentarea cazanelor cu trecere forţată, acestea nefiind purjate.

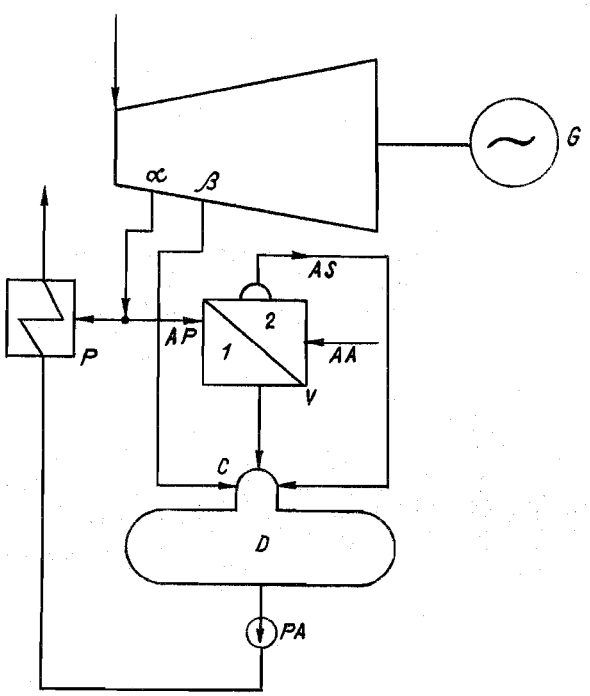


Fig. XIII.1o. Vaporizator într-o treaptă.

Vaporizarea se face cu abur primar AP (fig. XIII.1o) prelevat de la turbină. Acesta cedează în spaţiul de condensare 1 a vaporizatorului V căldura sa latentă apei epurate de adaos AA, care se vaporizează în spaţiul de vaporizare 2. Atît condensatul C al aburului încălzitor cît şi aburul secundar AS se reintroduc în circuit, prin degazor (D). Astfel, distilatul se formează chiar în degazor, sau într-un alt preîncălzitor al apei de alimentare.

Datorită diferenţei de temperatură necesară pentru transmiterea căldurii în vaporizator, aburul secundar obţinut este de valoare inferioară celui primar din punctul de vedere al capacităţii de preîncălzire regenerativă a apei de alimentare. Intr-adevăr, aburul primar poate fi valorificat într-un preîncălzitor (P) de temperatură mai ridicată decît cel secundar, care totuşi a rezultat de la o priză (α) de mai mare presiune a turbinei, decît aceea (β) care ar fi fost necesară pentru încălzirea apei de alimentare

în preîncălzitorul (D) în care se condensează aburul secundar. Vaporizarea este deci însoţită de o micşorare a lucrului mecanic produs în turbină, prin netrecerea aburului prelevat prin porţiunea $\alpha - \beta$.

In multe cazuri, aburul secundar este folosit pentru a produce vaporizarea unei noi cantităţi de abur, într-o a doua treaptă de vaporizare. Condensatul obţinut, precum şi aburul terţiar, condensat într-un preîncălzitor al apei de alimentare, reprezintă adaosul de apă distilată. Cantitatea lui poate fi mărită şi mai mult folosind o baterie de vaporizatoare în 5...6 trepte. Cu cît însă numărul de trepte este mai mare cu atît şi căderea termică ($\alpha - \beta$) nefolosită în turbină este mai mare. Numărul de trepte se limitează din acest motiv la 6. Productivitatea bateriei este astfel limitată, deoarece capacitatea de condensare a unui preîncălzitor regenerativ rezultă din debitul apei de alimentare şi încălzirea ei cu 2o...3o grade. De aceea, dacă există consumatori termici, care nu pot înapoia centralei cantităţi importante de condensat utilizabil în circuit, aceştia trebuie alimentaţi cu abur secundar, obţinut în vaporizatoare speciale, numite transformatoare de abur.

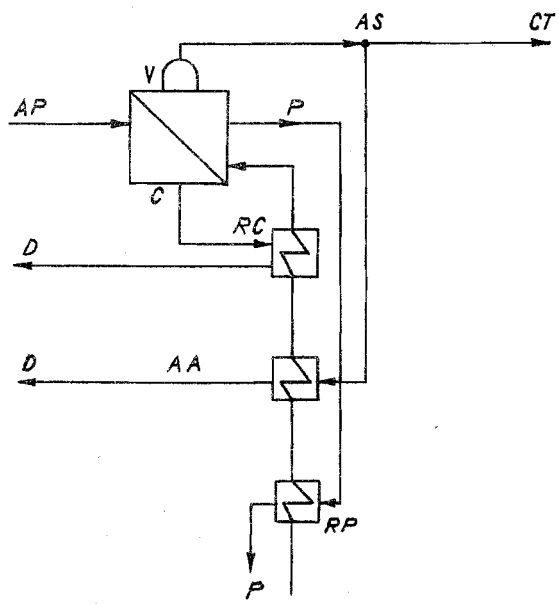


Fig. XIII.11. Schema unui transformator de abur.

c. Transformatoare de abur. Schema unei instalaţii de vaporizare, în scopul de a obţine abur secundar AS şi a păstra pentru ciclu condensatul C al aburului primar AP prelevat de la o priză a turbinei, este reprezentată în figura XIII.11. Condensatul intră în circuitul apei de alimentare prin degazor (D) fiind în prealabil răcit într-un răcitor de condensat, preîncălzind apa de alimentare a circuitului secundar al vaporizatorului. Aburul secundar poate fi condensat în parte, într-un al doilea preîncălzitor din circuitul transfor-

Fasc.3o Cda 1oo65/1984

matorului de abur , servind drept apă de adaos, introdusă de asemenea în degazor. Purja vaporizatorului (P) trece printr-un recuperator al căldurii conţinute în apa purjată (RP), preîncălzind şi ea apa de alimentare a circuitului secundar. Astfel răcită, această apă murdară se elimină în canal.

d. Degazarea. Apa dizolvă aerul, oxigenul, bioxidul de carbon, cu atît mai mult cu cît presiunea relativă a gazului respectiv este mai mare, iar apa mai rece. Apa caldă, apropiată de fierbere, elimină gazele. Pe acest fenomen se bazează degazarea apei de alimentare, necesară pentru a împiedica acţiunea de corodare a ţevilor cazanului de oxigenul conţinut în apa de alimentare.

La cazanele mai vechi de presiune mică şi economizoare de fontă, coroziunea este slabă, iar piatra depusă protejează împotriva coroziunii. La cazanele de presiune mare, epurarea apei, continuată chiar şi în cazan (fosfatare), împiedică depunerea de piatră, astfel încît apa de alimentare trebuie perfect degazată. O degazare are loc de fapt chiar şi în condensator (pînă circa 0,02 ...0,03 mg oxigen/kg apă), dar aceasta este insuficientă, mai ales că în "partea rece" a circuitului şi prin apa de adaos se mai introduce oxigen în apă.

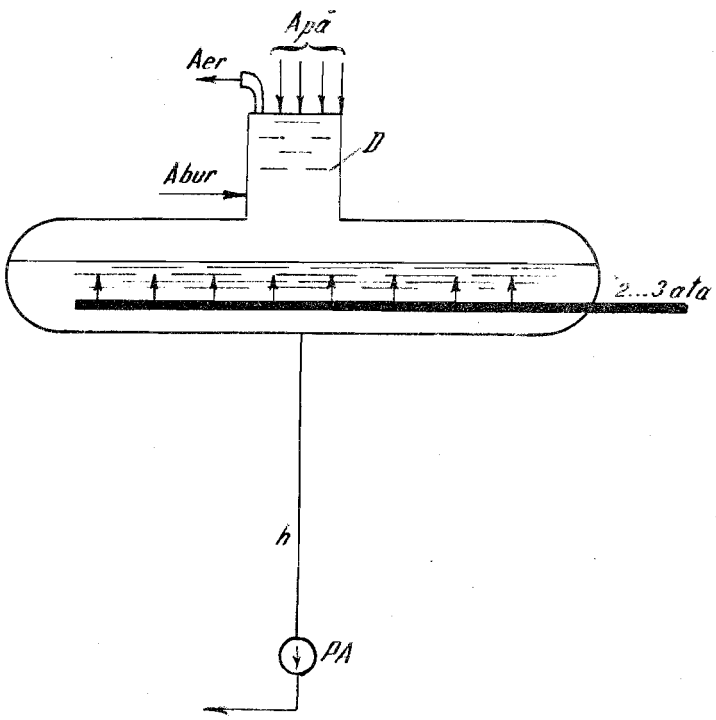


Fig. XIII.12. Schema unui degazor.

Degazarea termică, realizată în degazor , este completată uneori, pentru completa eliminare a oxigenului din apă, de o degazare chimică. Presiunea în degazor trebuie să nu fie sub cea atmosferică, pentru a împiedica pătrunderea aerului prin neetanşeităţi în degazor sau după degazor, pînă

la pompa de alimentare. Ea poate fi puţin peste presiunea atmosferică (degazoare atmosferice, cu p = 1,2 ata, t_f = 104°C) sau de cîteva atmosfere, în funcţie de temperatura apei de alimentare după preîncălzitoarele de suprafaţă de joasă presiune.

In figura XIII.12 s-a reprezentat schema unui degazor. Degazarea are loc în domul D al degazorului unde se colectează toate apele din sistem care intră în circuitul de alimentare:

- condensatul turbinei,
- apa de adaos,
- condensatul de la consumatorii termici,
- drenaje etc.

Apa cade pulverizată sau în pelicule formate prin trecerea peste bordura unor plăci şi este încălzită pînă la fierbere de aburul care se introduce în partea inferioară a domului. Aerul se elimină în partea superioară. Uneori barbotarea continuă şi în rezervorul R al degazorului (rezervorul de apă de alimentare) prin introducere de abur de 2...3 ata. Rezerva de apă respectiv de spaţiu liber în degazor este necesară ca tampon pentru funcţionarea centralei cu sarcină variabilă.

Pentru ca la absorbţia în pompa de alimentare apa provenită din degazor să nu ajungă în stare de fierbere, rupîndu-se astfel coloana de apă, se creează o suprapresiune prin aşezarea degazorului la un nivel mai ridicat cu cîţiva metri decît pompa de alimentare.

4. Schema termică completă a centralei. Schema termică completă a centralei cuprinde toate elementele utilajului termic, cu conductele principale (conductele principale de abur, conductele apei de alimentare şi de răcire), conductele auxiliare (ale vaporizatoarelor, degazoarelor, transformatoarelor de abur etc.), organele de închidere, de reglare şi de siguranţă.

a. Conducte principale de abur. In deceniile trecute numărul cazanelor era de obicei mai mare decît al turbinelor. De aceea, racordul turbinelor cu cazanele s-a făcut cu un sistem de bare sau conducte colectoare, după o schemă asemănătoare ca în instalaţiile electrice. S-au folosit bare duble, în inel etc., realizînd posibilitatea unei exploatări elastice (scoateri şi

puneri în funcţie de cazane şi turbine). Conductele colectoare, cu numărul lor mare de organe de închidere reprezintă însă şi o sursă de avarii. De aceea în prezent tendinţa este de a folosi unităţi bloc cazan-turbină cu o simplă conductă de abur de legătură între cazan şi turbină, eventual cu o conductă de ajutor (fig.XIII.13). Aceasta este situaţia la centralele noi, moderne, construite în R.P.R. (Luduş, Paroşeni, Borzeşti).

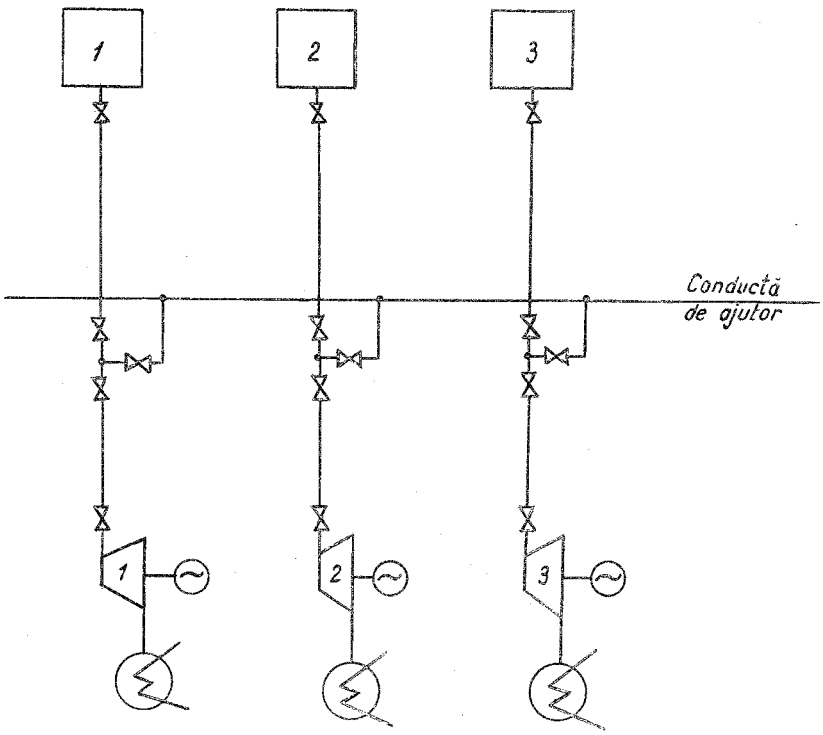


Fig. XIII.13. Conductele principale de abur la o schemă bloc cu conductă de ajutor.

b. Conducte de alimentare. Pentru a asigura o siguranţă mărită a instalaţiilor din partea "rece" a centralei, utilajele de acelaşi fel se pun adesea în paralel prin

- bare de condensat (după pompele de condensat),
- bare de absorbţie (înaintea pompei de alimentare),
- bare de presiune (după pompa de alimentare),
- bare de alimentare a cazanelor (după preîncălzitoarele de înaltă presiune).

In felul acesta numărul elementelor din circuit (sisteme de preîncălzitoare, degazoare, pompe de alimentare) nu trebuie să coincidă cu numărul blocurilor cazan-turbină din centrală. Tendinţa actuală este însă de a realiza funcţionarea independentă a blocurilor şi în partea circuitului de alimentare. La elementele principale ale schemei trebuie să se prevadă o rezervă de cel puţin 100% (de exemplu la pompele de alimentare, care pot fi turbo- sau electropompe).

B. PRODUSELE ARDERII

Arderea combustibilului în cazan şi produsele arderii ridică o serie de probleme importante şi dificile, cum ar fi

- evacuarea zgurei şi a cenuşii,
- realizarea tirajului,
- curăţirea gazelor de ardere.

1. Evacuarea zgurei şi cenuşii. La arderea cărbunelui în focarele cazanelor rezultă o cantitate însemnată de zgură şi cenuşă (pînă la 40% la lignitii inferiori), care se adună în pîlniile focarelor, de unde trebuie evacuate.

Evacuarea zgurei şi cenuşii în centralele mari este întotdeauna mecanizată, procedeul obişnuit fiind cel hidraulic (fig. XIII.14).

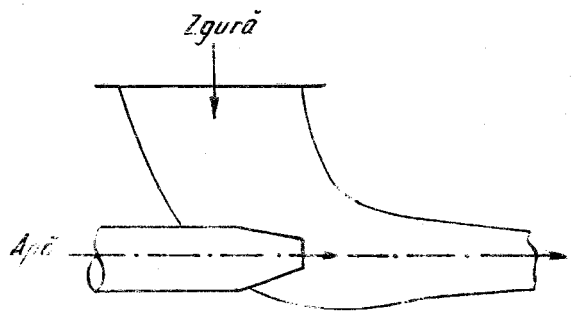


Fig. XIII.14. Evacuarea hidraulică a zgurei.

2. Instalaţii de tiraj. Tirajul necesar trecerii gazelor de ardere prin cazan se realizează ca tiraj natural, artificial sau mixt.

Tirajul natural rezultă prin faptul că greutatea coloanei de gaze calde din coş este mai mică decît a unei coloane de aer de aceeaşi înălţime, din care cauză la baza coşului apare o depresiune. Înălţimea necesară a coşului pentru a asigura tirajul este adesea apropiată de 100 m sau chiar mai mare. Totodată însă coşul înalt asigură şi împrăştierea gazelor de ardere şi a cenuşii antrenate la distanţe cît mai mari. Tirajul natural este sigur în exploatare şi nu măreşte consumul propriu al centralei. Cînd se necesită forţarea arderii, tirajul natural trebuie completat cu unul artificial.

Tirajul artificial se realizează cu ventilatoare, care introduc aer în focar, şi exhaustoare, care aspiră gazele de ardere refulîndu-le spre coş. Dacă coşul contribuie substanţial la tiraj, acesta este denumit tiraj mixt.

3. Curăţirea gazelor de ardere. Gazele de ardere trebuie curăţate de cenuşa antrenată (care poate fi de 70...75% din produsele solide ale arderii), deoarece ele se depun în împrejurimile centralei, creînd o zonă murdară, neigienică şi producînd multe neajunsuri.

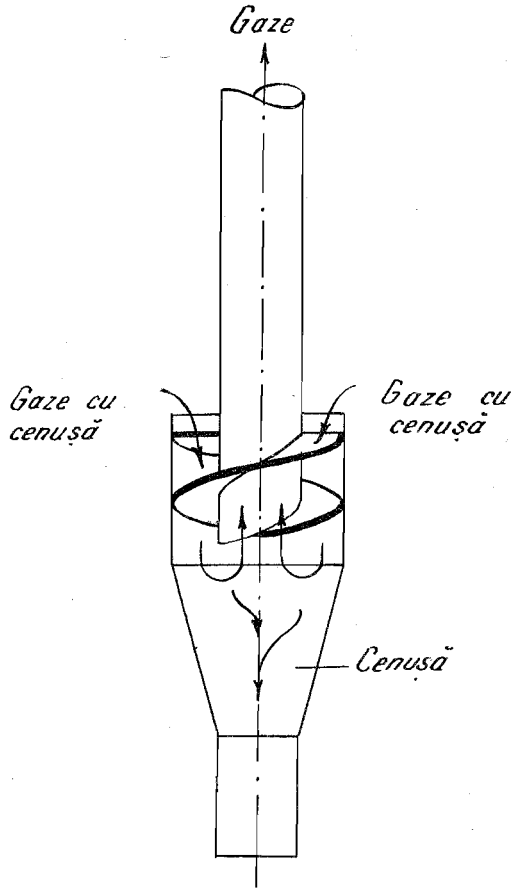


Fig.XIII.15. Ciclon pentru curăţirea gazelor de ardere.

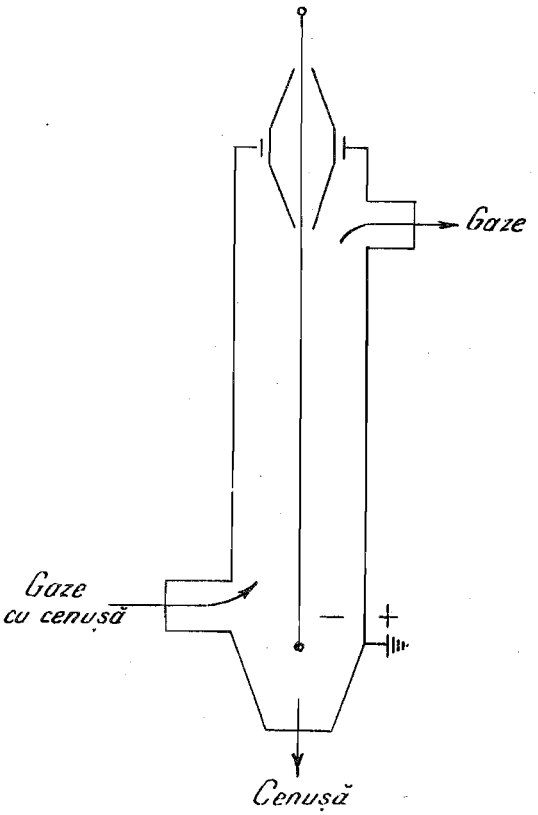


Fig. XIII.16. Filtru electrostatic.

Curăţirea gazelor de ardere de cenuşă se face cu

- dispozitive mecanice uscate (cicloane sau multicicloane)(fig. XIII.15),
- dispozitive mecanice umede (cu peliculă de apă pentru reţinerea cenuşii),
- filtre electrostatice (fig. XIII.16).

Cicloanele sînt recomandabile pentru reţinerea particulelor mari, la arderea combustibilului pe grătar. Celelalte metode de separare se recomandă la arderea combustibilului pulverizat, cînd predomină particulele mici.

Filtrele electrostatice necesită o sursă de tensiune continuă de 6o...8o kV. Aceasta rezultă de obicei prin redresarea unei tensiuni alternative cu redresoare mecanice. Tensiunea se aplică pe un sistem de electrozi care creează un cîmp electric radial, foarte intens în apropierea electrodului central. Particulele neutre de cenuşă, sub acţiunea cîmpului neomogen se apropie de acest electrod, se încarcă negativ şi astfel sînt atrase de electrodul cilindric exterior, pe care se depun, îşi eliberează sarcinile şi cad jos (prin vibrare). Curentul prin filtru, deci şi consumul filtrului rezultă prin transportul de sarcini cu particulele de cenuşă în deplasare radială.

C. ALIMENTAREA CU COMBUSTIBIL ŞI APĂ

1. <u>Alimentarea cu combustibil</u>. Instalaţiile de alimentare cu combustibil diferă după felul combustibilului: gazos, lichid sau solid. Cele mai dificile probleme apar la manevrarea şi pregătirea combustibilului solid.

Gazele folosite în centrale sînt în general inodore. De aceea se introduce în ele o substanţă cu miros pătrunzător (parfumare), ceea ce permite ca orice scăpare de gaze să poată fi uşor observată. Alimentarea arzătoarelor se face la presiune redusă printr-o staţie de reducere.

Folosirea combustibilului gazos prezintă avantajul unei exploatări curate, fără zgură şi cenuşă. Dezavantajul constă în lipsa posibilităţii de creare de rezervă şi în pericolul de explozie.

Alimentarea centralei cu combustibil lichid (păcură) necesită următoarele instalaţii principale: un rezervor principal (pentru 3o de zile) şi un rezervor de zi, filtre (grosiere şi fine), pompe, preîncălzitoare, conductă de recirculare (pentru reglare şi la pornire, cînd păcura este vîscoasă).

Faţă de combustibilul gazos, utilizarea păcurii prezintă avantajul posibilităţii formării de rezerve şi dezavantajul

necesităţii încălzirii păcurii în rezervoare şi pe conducte la 100...110°C pentru a fi suficient de fluidă.

Alimentarea centralei cu cărbune se face mecanizat, folosindu-se

- macaralele cu pod rulant, elevatoare sau screpere (pentru descărcarea cărbunilor şi depozitarea lor),
- benzi transportoare cu cauciuc (pentru transportul spre sala cazanelor),
- concasoare şi mori de cărbune (pentru prepararea cărbunelui).

Depozitul de cărbuni trebuie să asigure funcţionarea centralei timp de o lună la sarcină maximă.

Pulverizarea cărbunelui permite alimentarea cu combustibil şi a cazanelor foarte mari, cu randament ridicat şi dă bune posibilităţi de reglare. Creşte însă consumul propriu al centralei şi apare pericolul de explozie a amestecului de aer cu cărbune pulverizat.

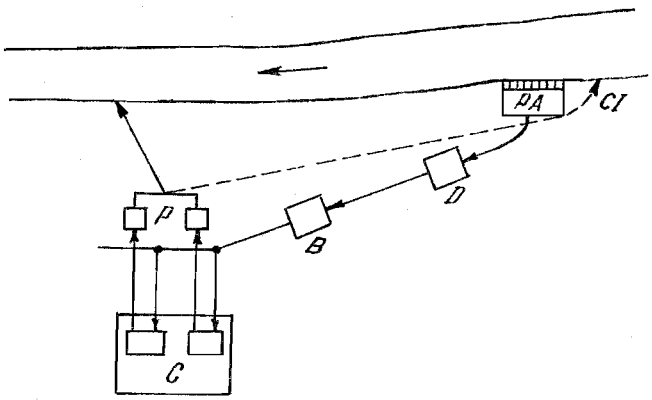


Fig. XIII.17. Circuit deschis de apă de răcire.

2. <u>Circuitul apei de răcire</u>. Alimentarea CTE cu apă trebuie să acopere pierderile de apă din circuit (apa de adaos), să asigure preluarea căldurii de condensare (apa de răcire) şi să acopere unele necesităţi auxiliare (răcirea directă sau indirectă a generatoarelor, răcirea uleiului, a lagărelor, evacuarea zgurei şi a cenuşii etc.). Problemele legate de apa de adaos au fost prezentate înainte.

Circuitul apei de răcire poate fi deschis, închis sau mixt, după felul şi debitul disponibil al sursei de apă pentru răcire.

In cazul alimentării în circuit deschis dintr-un rîu (fig. XIII.17), apa este luată de la priza de apă PA în amon-

te (avînd un grătar şi pompe), trece printr-un decantor D şi un bazin B de apă rece la condensatoare, de unde se evacuează prin puţurile P, în rîu, în aval. Iarna pentru a preveni îngheţarea apei la priza de apă, o parte din apa evacuată se poate trimite în dreptul prizei prin canalul de iarnă CI.

Cînd debitul apei curgătoare este insuficient pentru a asigura cantitatea necesară de apă de răcire în circuit deschis, se adoptă un sistem de răcire în circuit închis sau un sistem mixt. La răcirea în circuit închis, apa încălzită în condensator şi pusă în circulaţie de către pompele de circulaţie se răceşte în bazine de stropire sau în turnuri de răcire, prin pulverizarea apei şi vaporizarea parţială în contact cu aerul. Astfel apar pierderi de apă, iar apa rămasă în circuit devine tot mai concentrată în săruri. Pentru a limita concentrarea sărurilor care se pot depune pe ţevile condensatorului, bazinele de răcire şi turnurile de stropire trebuie purjate. Pierderile de apă prin vaporizare, prin picăturile antrenate de vînt şi prin purjare trebuie înlocuite cu apă proaspătă. In unele cazuri, apa de răcire se răceşte în lacuri cu suprafaţă suficient de mare.

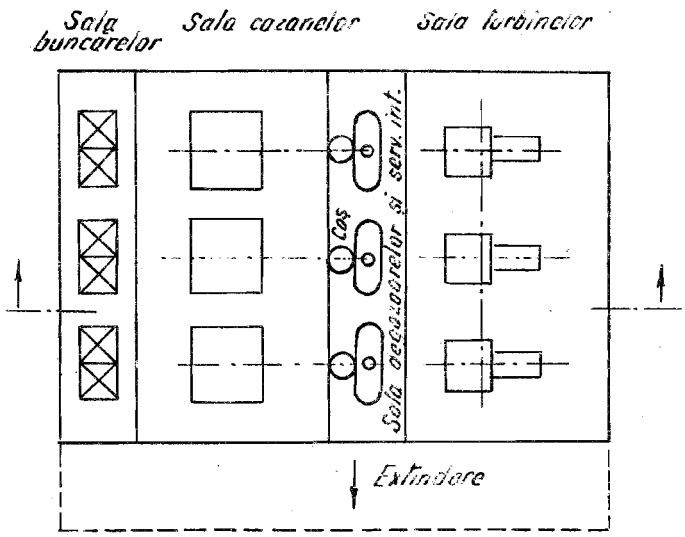


Fig. XIII.18. Dispoziţia în plan a instalaţiilor de bază a unei CTE.

D. AMPLASAREA INSTALAŢIILOR CENTRALEI

Instalaţiile unei CTE trebuie astfel amplasate, ca distanţele căilor tehnologice (alimentarea cu cărbune, conducte de apă, de abur, cabluri electrice) să fie cît mai scurte.

Cazanele şi turbinele se dispun în cîte un rînd în săli paralele (fig. XIII.18 şi 19). Faţa cazanelor poate fi înspre exterior (ceea ce este avantajos din punctul de vedere al deservirii şi al iluminării sălii cazanelor însă dezavantajos din cauza amplasării coşurilor) sau între sala cazanelor şi a turbine - lor (ceea ce este avantajos pentru amplasarea coşurilor, dar este o sursă de murdărie în centrală). Turbinele se dispun cu axa lor transversal sau longitudinal faţă de axa sălii. In primul caz deschiderea sălii (a podului rulant) este mai mare, însă fiecare turbină se poate dispune în dreptul cazanului care o alimentează. Aceasta este situaţia la scheme bloc cazan-turbină.

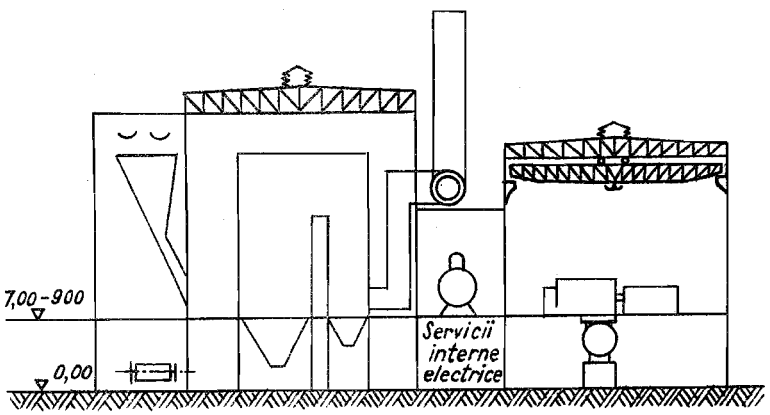


Fig. XIII.19. Secţiune prin centrala din figura XIII.18.

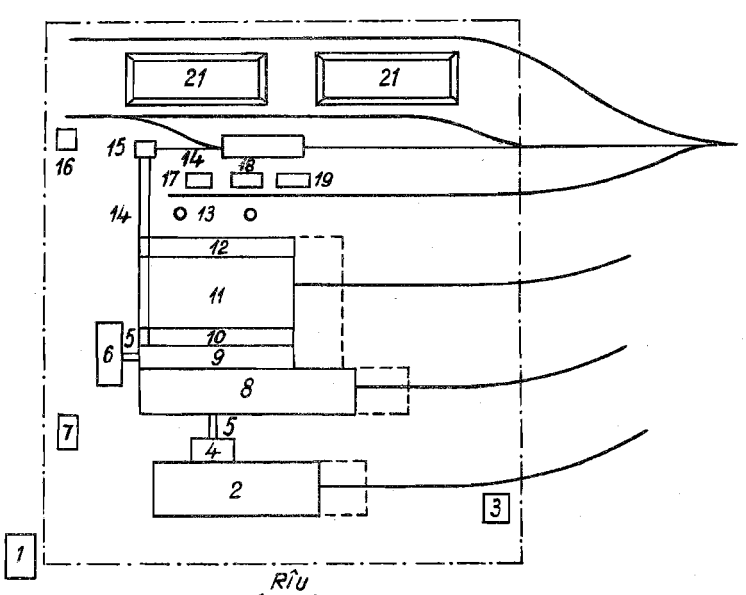


Fig. XIII.2o. Dispoziţia de ansamblu a unei CTE: 1, staţie de pompare la rîu; 2, staţie exterioară de 11o kV; 3, gospodărie de ulei; 4, cameră de comandă; 5, pasarele; 6, birouri; 7, casă portar; 8, sala maşinilor; 9, sala serviciilor interne; 1o, sala buncărelor; 11, sala cazanelor; 12, sala ventilatoarelor de gaze de ardere; 13, coşuri; 14, benzi transportoare; 15, staţie de sfărîmare; 16, gospodărie de păcură (rezervă şi pornire); 17, epurare chimică; 18, atelier; 19, magazie; 2o, staţie de descărcare; 21, depozit de cărbune.

La unele CTE, unde condiţiile climatice permit, cazanele sau chiar şi turbinele se amplasează în aer liber, ceea ce ieftineşte partea de construcţie a centralei.

Dispoziţia de ansamblu a unei CTE cu cărbune este reprezentată în figura XIII.2o.

Capitolul XIV

CENTRALE HIDROELECTRICE, NUCLEARE ŞI ALTE TIPURI DE CENTRALE ELECTRICE

A. CENTRALE HIDROELECTRICE

Producerea energiei electrice în lume are loc în primul rînd în centrale termoelectrice, însă o parte importantă a energiei electrice se produce în centrale hidroelectrice, în special în ţările în care amenajările hidraulice nu necesită lucrări de teren prea voluminoase sau care sînt lipsite de alte resurse primare de energie. Astfel într-o serie de ţări (Suedia, Elveţia, Austria, Iugoslavia etc.), cea mai mare parte a energiei electrice este produsă din energie hidraulică.

Intr-o serie de ţări însă, astfel şi în R.P.R., U.R.S.S., Anglia, R.D.G. etc. condiţiile hidraulice, topografice şi geologice nu au favorizat dezvoltarea cu preponderenţă a centralelor hidroelectrice. Este adevărat că producerea energiei electrice în CHE nu este legată de consum de combustibil şi de asemenea şi exploatarea centralei este mult mai simplă şi se realizează cu mai puţin personal, decît a CTE, totuşi la compararea economicităţii obţinerii energiei electrice pe cele două căi, trebuie să se considere şi cheltuielile iniţiale de fonduri, determinate în primul rînd de construcţiile hidroenergetice. De aceea, deşi în U.R.S.S. şi în R.P.R. s-au realizat şi se realizează o serie de CHE mari şi foarte mari, totuşi şi în viitor în aceste ţări ponderea producerii de energie electrică va fi în CTE. La această situaţie contribuie şi faptul că durata construirii centralei, în cazul unei CTE, este mai mică decît în cazul unei CHE.

O realizare remarcabilă în domeniul utilizării energiei apelor pentru scopuri energetice va fi CHE de la Porţile de Fier, avînd o putere de 2 ooo MW (cea mai mare din Europa după hidrocentralele de pe Volga) şi o producţie anuală de energie de lo miliarde kWh. Centrala, care va fi dată în exploatare complet pînă în 1971, utilizează energia hidraulică extrem de concentrată a Dunării, într-un sector de numai 132 km, unde se vor realiza importante construcţii hidrotehnice, energetice şi de îmbunătăţire a navigaţiei. Din cele 12 agregate de 17o MW fiecare, 6 vor produce energie pentru sistemul electric al R.P.R., acoperind la nivelul anului 197o peste 15% din consumul de energie electrică (în 196o producţia centralelor hidroelectrice reprezenta 5% din producţia de energie electrică a ţării).

Centralele hidroelectrice pot fi exploatate cu o putere variabilă şi în acelaşi timp un randament ridicat. De aceea ele corespund foarte bine pentru acoperirea puterii de vîrf, ceea ce este foarte valoros, deoarece acoperirea puterii de vîrf necesită în general punerea în funcţie şi a centralelor sau a agregatelor avînd randament mai scăzut (turbine cu gaz, centrale Diesel, turbine cu abur mai vechi).

Posibilitatea exploatării CHE cu putere variabilă rezultă din realizarea unei acumulări de apă, care permite ca puterea electrică să varieze diferit de cea hidraulică, determinată de debitul natural al cursului de apă. De obicei, puterea electrică prezintă variaţii faţă de o valoare medie în decursul unei zile, pe cînd în acelaşi interval debitul rîului rămîne practic constant. Acumularea necesară pentru a acoperi aceste variaţii este relativ mică, iar realizarea ei necesită cheltuieli mici sau rezultă în mod natural din volumul de apă cuprins în albia rîului în amonte de centrală. De aceea, realizarea unei puteri de vîrf mult diferite de cea medie necesită în primul rînd investiţii în utilajul electromecanic al CHE şi nu în amenajări hidroenergetice, prin urmare fonduri suplimentare relativ mici. Multe CHE funcţionează de aceea cu un număr mic de ore de utilizare pe an (T = 1 ooo...2 5oo ore).

Puterea medie electrică variază mai puţin de la o zi la alta; există totuşi variaţii săptămînale şi de sezon. Mai im-

portante sînt însă variaţiile puterii disponibile de partea hidraulică, unde debitul variază în tot timpul anului şi de la un an la altul.

De aceea, punerea în concordanţă a puterii medii electrice cerute, deci a debitului mediu turbinat cu debitul cursului de apă, necesită acumulări importante, deci lucrări hidroenergetice voluminoase. Rezervorul de acumulare asigură astfel nu numai acumularea zilnică sau săptămînală, ci chiar una anuală (regularizînd debitele variabile pe anotimpuri) sau supraanuală (de exemplu lacul de acumulare - Izvorul Muntelui - al CHE "V.I.Lenin" - Bicaz pe rîul Bistriţa, de un volum total de 1,23 miliarde m^3).

Puterea electrică (în kW) obţinută la o CHE este

$$P = 9{,}81\ QH\eta\ ,$$

unde

Q este debitul $[m^3/s]$;

H - diferenţa de nivel [m];

$\eta = \eta_t\ \eta_g\ \eta_{si}$ - randamentul centralei, rezultînd din:

η_t - randamentul turbinei,

η_g - randamentul generatorului,

η_{si} - un coeficient care ţine seama de puterea consumată de serviciile interne.

1. Tipurile principale de amenajări. Energia apelor curgătoare se disipează în natură, mai mult sau mai puţin uniform în lungul cursului lor. Pentru a o putea utiliza trebuie realizată o concentrare a căderii de apă prin construcţii hidrotehnice.

Concentrarea energiei se face:

- creînd presiune printr-un baraj, care ridică nivelul apei în bieful superior (fig. XIV.1);
- realizînd presiunea cu ajutorul unui canal de derivaţie (fig. XIV.2);
- folosind combinat ambele tipuri de amenajări.

Concentrarea energiei s-a realizat reducînd la minim pierderile (disiparea) din amonte de centrală prin micşorarea vitezei în bieful superior de la baraj, respectiv prin pierderile mici în canalul de derivaţie şi înclinaţia ei redusă.

Centralele cu baraj pot fi pe fir de apă (cu acumulare mică, zilnică) sau cu baraj de acumulare (de sezon, anuală, supraanuală).

Acumularea cu baraj asigură satisfacerea unor folosinţe complexe economice a apelor; alimentarea cu apă, irigaţii, energie, navigaţie şi atenuarea viiturilor.

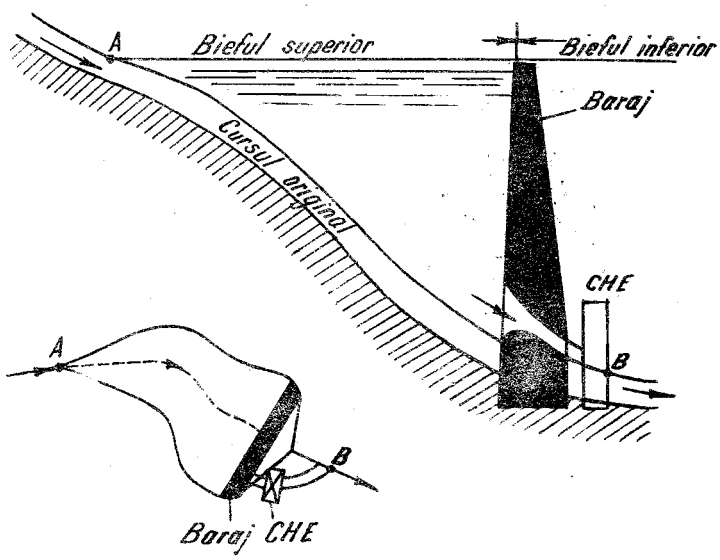


Fig. XIV.1. CHE cu baraj de acumulare.

In multe cazuri amenajarea unui rezervor de acumulare de volum suficient de mare pentru reţinerea debitelor mari şi a debitelor excepţionale nu este posibilă sau nu este realizabilă în mod economic. Astfel, volumul rezervorului şi deci gradul de acumulare este o problemă a eficacităţii maxime de utilizare a fondurilor. Surplusurile de debit se deversează. Viiturile pot fi reţinute de un volum de rezervă peste nivelul de retenţie.

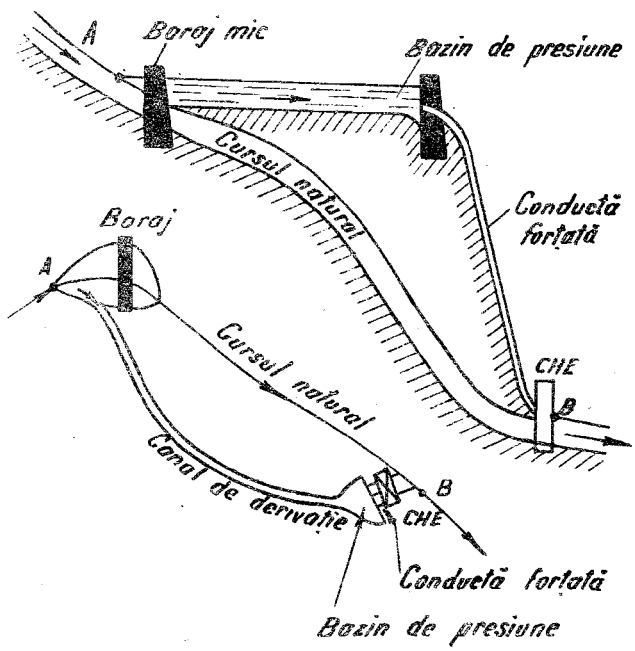


Fig. XIV.2. CHE cu canal de derivaţie.

In multe cazuri, concentrarea energiei nu se poate face într-o singură centrală, din cauza dificultăţilor topografice şi geologice şi a investiţiilor necesare prea mari. Atunci amenajarea se face sub formă de cascadă. Aceasta poate fi

- închisă sau completă (fig. XIV.3,a),

- deschisă sau incompletă (fig. XIV.3,b),
- cu acoperire (fig. XIV.3,c).

Uneori situaţia topografică permite o utilizare combinată a mai multor cursuri de apă. Astfel, în cazul figurii XIV.4 debitele rîurilor B şi C se folosesc în CHE de pe rîul A, cheltuielile fiind mai mici decît la construirea unor centrale separate; puterea totală instalată poate fi mai mică, şi energia produsă mai mare. O serie de debite sînt aduse direct, sau transversal la rezervorul principal, de unde apa trece printr-un canal de derivaţie în bazinul de presiune, apoi în CHE.

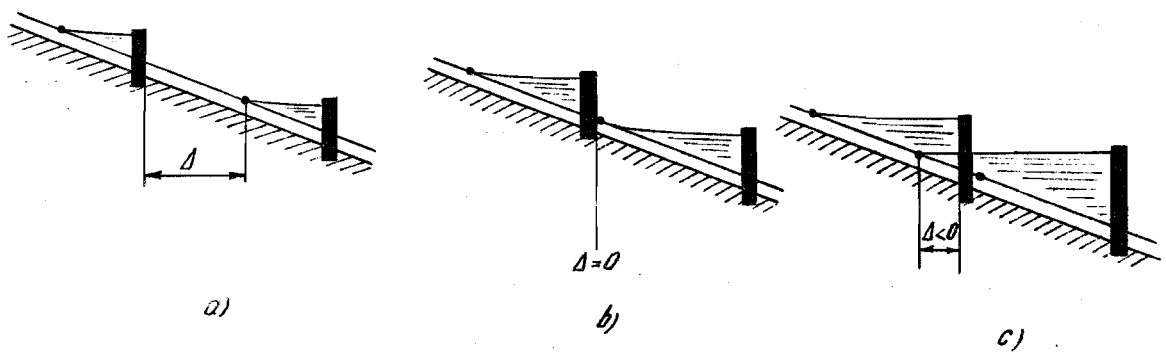


Fig. XIV.3. Cascadă de CHE.

Pe parcurs se mai adună apele unor pîrîuri. Rezervoarele superioare sînt necesare pentru o regularizare parţială a debitelor ce intră în rezervorul principal, care nu poate avea volum suficient pentru regularizare la exploatare izolată.

In ultimul timp au început să se răspîndească CHE cu pompare, acolo unde există rezervoare naturale situate la mare altitudine, potrivite pentru realizarea unei acumulări zilnice.

CHE cu acumulare funcţionează în două regimuri:

- In orele de noapte, cînd curba de sarcină prezintă un consum redus de energie electrică, agregatele centralei funcţionează în regim de pompare, acumulînd apă în rezervor pe seama energiei electrice consumate. Avem

$$E_{hidr} = \eta_p E_{el\ noapte}, \qquad (XIV.1)$$

unde η_p reprezintă randamentul global în regim de pompare.

- In orele de vîrf, centrala lucrează în regim de turbină-generator electric, contribuind la acoperirea energiei electrice de vîrf

$$E_{\text{el vîrf}} = \eta_t E_{\text{hidr}} , \qquad \text{(XIV.2)}$$

unde η_t reprezintă randamentul global în regim de turbină.

Din (XIV.1) şi (XIV.2) rezultă

$$\frac{E_{\text{el vîrf}}}{E_{\text{el noapte}}} = \eta_p \eta_t \cong 0{,}5 \ldots 0{,}7 ,$$

adică energia electrică consumată nu se recuperează decît în proporţie de 50...70%. Energia de vîrf obţinută mai este încărcată şi cu cheltuielile legate de fondurile utilizate pentru

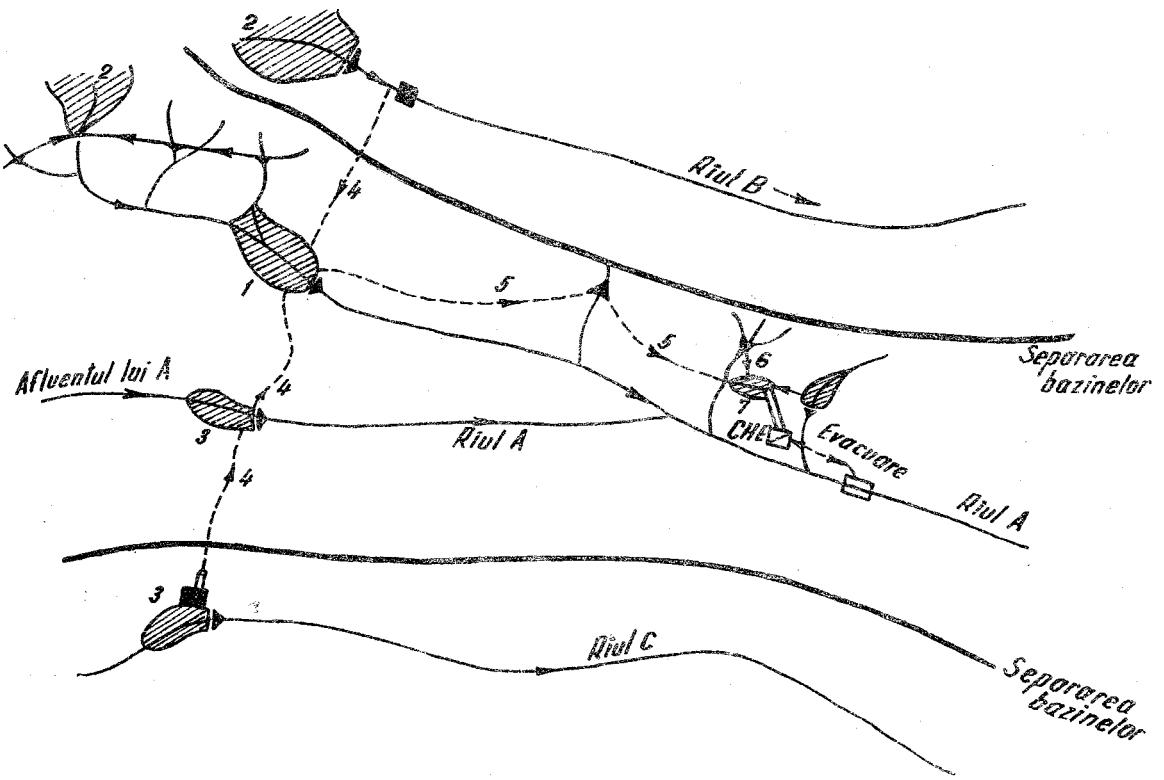


Fig. XIV.4. Utilizarea combinată a mai multor cursuri de apă ; 1, lac de acumulare principal; 2, rezervoare superioare; 3, rezervoare auxiliare; 4, canale auxiliare; 5, canal de derivaţie; 6, bazin de presiune; 7, conductă forţată.

construirea CHE cu acumulare. De aceea, ea rezultă de 3...4 ori mai scumpă decît energia de noapte. Faptul că asemenea centrale se construiesc, indică corectitudinea evaluării energiei de vîrf la un multiplu al energiei de bază. De altfel, o asemenea evaluare este în concordanţă cu creşterea cheltuielilor de producere a energiei în orice instalaţie de producere, folosită numai în orele de vîrf (deci cu un număr mic de ore de utilizare pe an), datorită faptului că cheltuielile legate de fondurile investite (proporţionale cu puterea) se repartizează pe un număr mic de kWh produse.

Centralele maremotrice sînt şi ele o categorie de amenajări hidroenergetice. Ele vor fi prezentate la sfîrşitul capitolului.

2. Elementele amenajării hidroelectrice. O amenajare hidroelectrică este formată în general din următoarele elemente: barajul, priza de apă, aducţiunea şi centrala.

La centralele cu derivaţie, barajele sînt puţin înalte şi servesc la ridicarea nivelului apei în albia rîului pentru a se putea realiza trecerea apei în canalul de derivaţie.

La centralele cu baraj de acumulare, barajele sînt construite din pămînt, anrocamente, diverse materiale locale, zidărie sau beton. Ele pot fi de greutate sau în arc, unele sînt de înălţime foarte mare (cca. 300 m). Lacurile de acumulare cele mai mari sînt la Cariba (Rhodezia) şi Bratsk (U.R.S.S.) de 182, respectiv 179 km^3.

Barajele sînt prevăzute cu instalaţii de deversare şi vane de evacuare a apelor, deschideri de fund pentru spălarea aluviunilor şi instalaţii hidrotehnice anexe (ecluze de navigaţie, scările pentru trecerea plutelor, scări pentru trecerea peştilor etc.).

Priza de apă este instalaţia pentru trecerea apei din lac sau din rîu în elementul de aducţiune spre centrală. Ea este sub presiune la amenajările cu lac de acumulare, sub nivelul minim al apei din rezervor. La amenajările cu canal de derivaţie se prevăd instalaţii pentru îndepărtarea aluviunilor din faţa prizei (vane de spălare a aluviunilor de fund sau bazine de decantare).

Aducţiunea apei în cazul centralelor aşezate lîngă baraj constă numai dintr-o conductă forţată de la priza de apă la clădirea centralei.

La amenajările cu canal de derivaţie, aducţiunea constă din trei elemente distincte (fig. XIV.5):

- canalul de aducţiune, fără presiune (deschise sau în galerii subterane) sau cu presiune,
- bazinul de presiune în cazul canalului fără presiune, sau camera de echilibru (sau castelul de apă) cînd canalul este cu presiune,
- conductele forţate.

La închiderea sau deschiderea vanelor în centrală, viteza coloanei de apă se modifică brusc, producînd o undă de suprapresiune sau depresiune, numită lovitură de berbec. Aceasta apare inevitabil în conducta forţată, însă unda de presiune trebuie evitată în canalul cu presiune, care fiind adesea lung şi cu pereţi puţin elastici, suprapresiunea va fi mare, fiind limitată practic numai de elasticitatea apei. Castelul de apă împiedică apariţia loviturii de berbec în canalul de presiune, prin aceea că permite apei din canal să intre în acest rezervor deschis. Totodată, el micşorează şi suprapresiunea din conducta forţată prin discontinuitatea pe care o realizează între ea şi canalul cu presiune. Astfel, conducta forţată este deschisă la capătul de sus, unda de presiune se reflectă, iar conducta fiind relativ scurtă, unda de depresiune care se propagă în jos va compensa rapid efectul de creştere a presiunii. Cu cît închiderea supapei de admisie în turbină este mai lentă cu atît unda reflectată este mai eficace în micşorarea suprapresiunii.

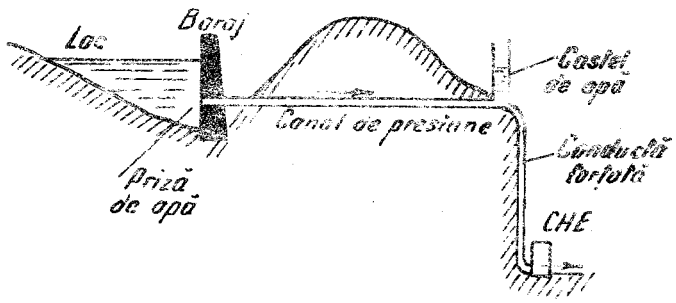


Fig. XIV.5. Elementele aducţiunii la o CHE cu derivaţie.

La capătul de sus al conductelor forţate este casa vanelor.

Clădirea centralei adăposteşte turbinele şi generatoarele centralei şi se prezintă diferit după felul amenajării şi al agregatelor folosite. In unele cazuri, generatoarele se dispun în aer liber. In funcţie de căderea utilă şi de debit rezultă tipul turbinei. Astfel

- la căderi mari ($H > 60$ m) se folosesc turbine Pelton,
- la căderi medii ($H = 25...60$ m) turbine Francis (sau Kaplan),
- la căderi mici ($H = 3...25$ m) turbine Kaplan (sau Francis),
- la căderi foarte mici ($H < 3$ m) turbine Kaplan (sau speciale).

Construcţia generatoarelor hidraulice diferă după tipul turbinei, avînd o construcţie mult deosebită de acea a turbogeneratoarelor datorită faptului că adesea axul este vertical, iar turaţia mult sub 3 000 sau 1 500 de rotaţii pe minut. De aceea, rezultă un număr mare de poli, în construcţie proeminentă.

Consumul propriu al CHE este relativ redus, deci amplasarea serviciilor interne nu prezintă dificultăţi.

Instalaţia electrică de distribuţie de înaltă tensiune se plasează deasupra sau alături de sala maşinilor.

3. Folosirea rezervorului de acumulare. Pentru o cît mai completă folosire a rezervorului de acumulare se urmăreşte curba debitelor integrate. Fie V volumul util de apă în rezervor ($V = V_o$ la $t = o$), Q_i debitul apei ce intră în rezervor şi Q_t debitul turbinat (pierderile se neglijează). Avem

$$V = V_o + \int_o^t (Q_i - Q_t)dt = V_o + \int_o^t Q_i dt - \int_o^t Q_t\, dt = V_o + V_i - V_t, \quad (XIV.3)$$

unde

$$V_i = \int_o^t Q_i\, dt, \qquad V_t = \int_o^t Q_t\, dt, \quad (XIV.4)$$

reprezintă debitele integrate, adică volumele de apă intrate, respectiv ieşite din rezervor. Variaţia lor în raport cu timpul este dată de figura XIV.6.

La un debit constant se obţine o dreaptă, cu atît mai înclinată cu cît debitul este mai mare. Pentru ca curbele debitelor integrate să nu prezinte o înclinaţie astfel încît să iasă din planul hîrtiei pe măsură ce t creşte, ele se reprezintă într-un sistem de axe înclinate, astfel încît debitului mediu să-i corespundă o dreaptă orizontală (fig. XIV.7). Volumul de apă V din rezervor variază între limitele V_{min} şi V_{max}. Dacă $V_t = V_o + V_i$ rezervorul este gol. De aceea curba lui $V_o + V_i$ se numeşte curba rezervorului gol. La o bună folosire a rezervorului avînd volumul util V_{rez} este necesar ca $V_{min} = o$ şi $V_{max} = V_{rez}$. Pentru îndeplinirea acestei condiţii se trasează o curbă paralelă cu $V_o + V_i$ la

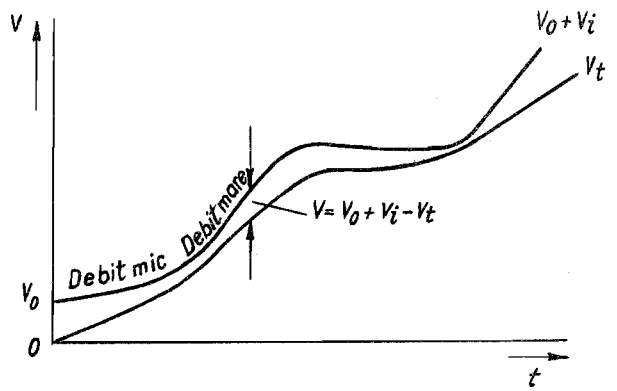


Fig. XIV.6. Curbele debitelor integrate.

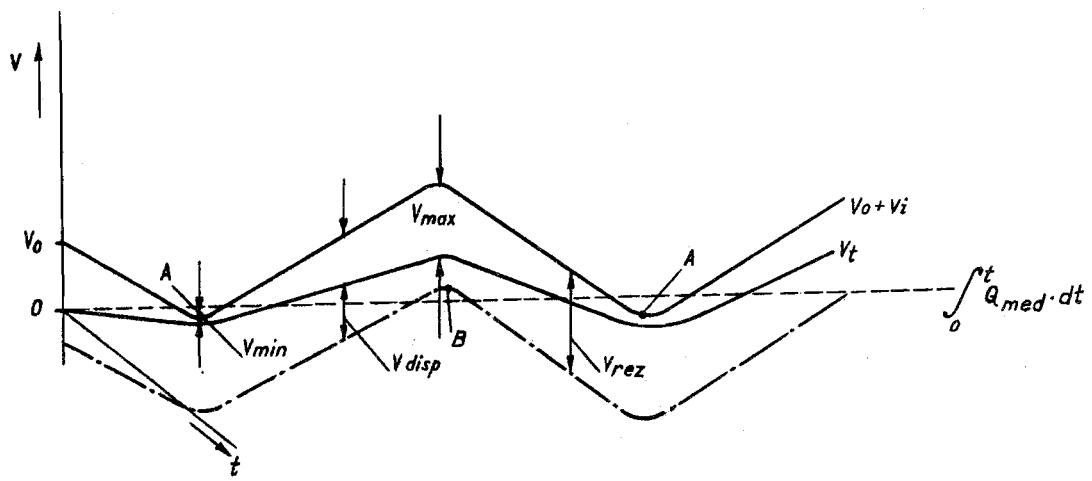


Fig. XIV.7. Curba debitelor integrate în coordonate înclinate.

distanţa (constantă) V_{rez}. Dacă curba lui V_t ar coincide cu această curbă, rezervorul ar fi mereu plin. De aceea, ea se numeşte curba rezervorului plin. Faţă de ea, V_t prezintă diferenţe de ordonate, notate cu V_{disp}, care indică volumul liber al rezervorului. Indeplinirea condiţiilor $V_{min} = o$ şi $V_{max} = V_{rez}$

cere ca exploatarea centralei să fie astfel condusă, încît curba lui V_t să atingă punctele A, respectiv B ale curbelor rezervorului gol şi rezervorului plin (fig. XIV.8), fiind cuprinsă între ele. Cu cît volumul rezervorului este mai mic cu atît centrala va trebui exploatată cu o putere mai variabilă, necesitînd pentru valorificarea şi a debitelor mari o putere instalată importantă.

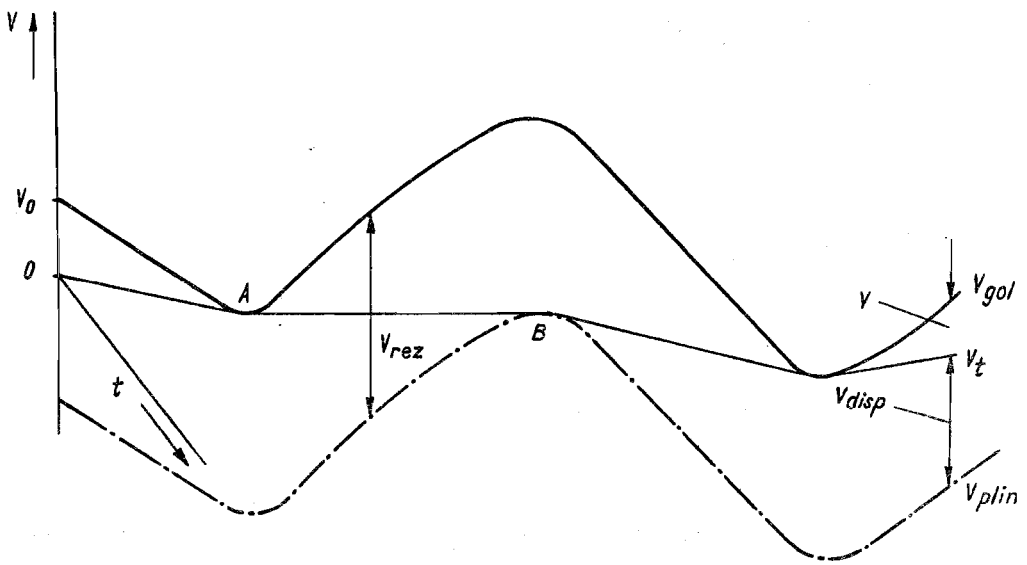


Fig. XIV.8. Folosirea completă a volumului rezervorului de acumulare.

In realitate, curbele V_{gol} şi V_{plin} nu sînt cunoscute cu precizie, ci numai prin prognoză. De aceea, dispecerul urmăreşte în permanenţă valoarea de fapt a volumului de apă din rezervor (V, respectiv V_{disp}) şi stabileşte Q_t astfel încît curba lui V_t să tindă către punctul A, respectiv B, după cum exploatarea se face în perioada debitelor mici (faza de golire a rezervorului) sau a debitelor mari (faza de umplere a rezervorului). Corespunzător cu devierile curbelor lui V_{gol} şi V_{plin} de valoarea de prognoză, este necesar să se modifice pe parcurs şi valoarea lui Q_t. In perioada apelor mari, chiar la folosirea completă a agregatelor din centrală este posibil ca rezervorul să se umple complet, înainte de vreme, deci înainte să apară micşorarea debitului cursului de apă. Surplusul de debit trebuie atunci în întregime deversat, ceea ce poate

să depăşească capacitatea de deversare a barajului. Din această cauză, deversarea trebuie începută încă înainte de umplerea rezervorului, astfel încît rezervorul să fie plin aproximativ cînd începe micşorarea debitului cursului de apă.

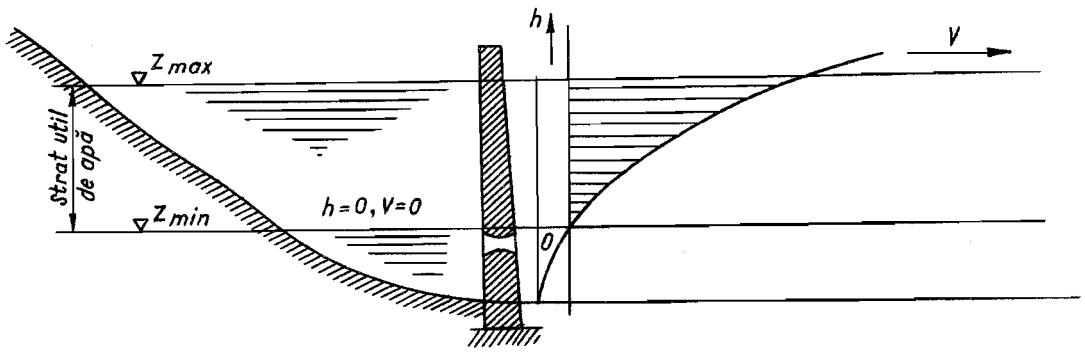


Fig. XIV.9. Curba cheie pentru volumul util de apă în rezervor.

Exploatarea atentă trebuie deci condusă astfel, încît:
- rezervorul să nu fie plin prea devreme (putere sub posibilităţi la umplere, dificultăţi de deversare),
- rezervorul să fie umplut înainte de trecerea apelor mari(altfel rămînînd umplut incomplet),
- rezervorul să nu fie gol înainte de vreme (neputîndu-se astfel asigura la sfîrşitul intervalului puterea minimă garantată),
- rezervorul (volumul util) să fie gol înainte de apariţia debitelor mari(altfel rezultînd utilizarea sa incompletă).

Volumul apei în rezervor se stabileşte în funcţie de cota apei printr-o curbă cheie (fig. XIV.9).

B. CENTRALE NUCLEARE

In prezent şi în proximii ani, combustibilii clasici şi în primul rînd cărbunele vor fi baza producţiei de energie electrică. Aceasta se dezvoltă după o lege aproximativ exponenţială, astfel încît rezervele de combustibili clasici s-ar epuiza pe la începutul secolului următor, dacă nu s-ar introduce

masiv pe parcurs şi alte surse de energie. In prezent, din punct de vedere tehnic, centralele nucleare sau atomoelectrice (CAE) sînt echivalente cu CTE funcţionînd cu combustibil clasic, răspîndirea lor este însă îngrădită prin faptul că energia obţinută în CAE este încă mai scumpă decît la CTE. In primul rînd, în U.R.S.S. (unde s-a pus în funcţie prima CAE din lume, de 5 MW, în 1954) şi în S.U.A., combustibilii clasici sînt în abundenţă, din care cauză CTE vor rămîne încă relativ mult baza producţiei de energie. In Anglia şi încă în unele ţări occidentale se resimte o oarecare lipsă de combustibil şi o tendinţă de mărire a preţului cărbunelui. Acest fapt, împreună cu micşorarea costului CAE (care are cea mai mare pondere în costul energiei produse în CAE, chiar la un număr mare de ore de utilizare pe an), le va face pe acestea la fel de economice cu CTE poate prin anii 1965...66, mai repede decît în alte ţări. Atunci, numărul de CAE va creşte rapid, rezervele naturale de combustibili nucleari fiind mult mai mari decît cele de combustibili clasici.

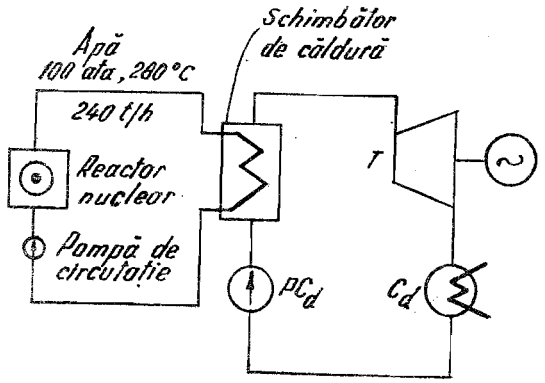


Fig. XIV.1o. Schema de principiu a CAE de 5 MW din U.R.S.S.

In prezent există în funcţie sau în construcţie CAE de puteri importante, dintre care enumerăm cîteva:

In U.R.S.S.: CAE de 5 MW_e (electric) şi 3o MW_t (termic), prima din lume (fig. XIV.1o). Reactoarele nucleare construite la început în U.R.S.S. nu aveau caracter energetic, ci experimental, adică lucrau la temperaturi şi presiuni scăzute. CAE de 5 MW_e lucrează cu uraniu îmbogăţit (5% U^{235}), are ca moderator grafit şi este răcită cu apă obişnuită sub presiune, care produce abur secundar într-un schimbător de căldură.

In 1958 a intrat în funcţie prima unitate de 1oo MW a CAE din Siberia (puterea totală 6oo MW_e).

Sînt în construcţie, în cadrul planului septenal, CAE de la Beloiarsk şi Voronej cu puteri în jur de 420 MW_e. In U.R.S.S. funcţionează de cîţiva ani primul spărgător de gheaţă atomic din lume "V.I.Lenin".

In Anglia: CAE de la Calder-Hall (circa 200 MW_e). Reactoarele sînt alimentate cu uraniu natural, moderatorul este grafit, răcirea se face cu bioxid de carbon. CAE de tip Calder-Hall a servit de model pentru construirea în Anglia şi a altor CAE de puteri mai mari.

In S.U.A.: CAE de la Shippingport, 60 MW_e, 1957, alimentată cu uraniu îmbogăţit şi răcită cu apă sub presiune. CAE de la Dresden, de 180 MW_e, are reactor cu apă în fierbere.

Celelalte ţări dispun în mai mică măsură de CAE, avînd însă într-o serie de cazuri reactoare experimentale pentru cercetări.

Combustibilul nuclear are o putere calorifică de circa 2.10^6 ori mai mare decît cărbunele sau păcura. De aceea CAE pot fi dispuse la o distanţă nu prea mare de centrele de consum şi deci nu se mai pune problema transportării la mari distanţe a energiei electrice produse. Totuşi CAE nu poate fi dispusă chiar în centrul de consum din cauza efectelor radioactive.

Problema radiaţiilor într-o CAE şi a protecţiei împotriva lor este de o deosebită importanţă. Cantitatea de radiaţii la care este expus personalul de exploatare se controlează zilnic cu dozimetre. Circuitul primar al CAE inclusiv schimbătorul de căldură (fig. XIV.10) trebuie dispus ecranat. Numai circuitul secundar este accesibil direct pentru personalul de exploatare.

De asemenea de mare importanţă este evacuarea reziduurilor radioactive, care pot infecta atmosfera sau pînza de apă subterană. Procedeele folosite sînt următoarele:

- evacuarea în atmosferă după filtrarea suspensiilor radioactive,
- depozitarea în cisterne subterane, în puţuri de mină părăsite,
- introducerea în rezervoare etanşe şi aruncarea în mări şi oceane.

1. Reacţii nucleare. Reacţiile nucleare folosite în reactoarele CAE sînt reacţii de fisiune în lanţ. Elementele fisionabile, care intră în compoziţia combustibilului nuclear sînt: U^{235}, Pu^{239} şi U^{233}. Primul este un izotop al uraniului natural, care conţine numai 0,7 % U^{235}, restul fiind U^{238} nefisionabil. U^{235} este singurul izotop fisionabil care se găseşte în natură. U^{233} se obţine din Th^{232}, iar Pu^{239} din U^{238} prin reacţii nucleare în reactor. Obţinerea plutoniului Pu^{239} din U^{238} în reactor permite folosirea mai completă a combustibilului nuclear, reproducîndu-se partea activă, fisionabilă ("reactor reproducător"). In felul acesta, puterea calorifică a uraniului natural creşte în mare măsură: astfel, la o ardere simplă izotopul fisionabil folosit este de 0,3...0,4 %, iar la ardere dublă sau multiplă după regenerare se utilizează 1o...2o% şi chiar mai mult din combustibilul natural.

Reacţia în lanţ constă din bombardarea nucleului de U^{235} cu un neutron termic, adică avînd o viteză care corespunde stării de agitaţie termică a materiei la temperatura considerată (nu prea ridicată în general). Neutronii termici sau lenţi sînt captaţi cu mare probabilitate de nucleul uraniului, pe cînd neutronii rapizi sînt captaţi foarte rar şi deci nu pot produce fisiune. La fiecare fisiune apar: produsele grele ale fisiunii (Sr, Xe şi altele), 2...3 (în medie 2,5) neutroni şi 195 MeV energie. Energia dezvoltată produce o agitaţie termică intensă a elementelor fisiunii, astfel încît neutronii obţinuţi sînt rapizi. Pentru ca să poată produce noi reacţii ei trebuie încetiniţi. Incetinirea se face prin intermediul unui moderator, care trebuie să aibă nuclee uşoare, pentru ca prin ciocnire elastică să poată prelua o parte importantă a energiei cinetice a neutronilor şi deci să nu-i reflecte fără să li se micşoreze substanţial viteza. Energia obţinută se preia sub formă de căldură, de la combustibil şi moderator, de către fluidul de răcire care transmite căldura printr-un schimbător de căldură aburului care parcurge circuitul turbinei. Din cei 2,5 neutroni o parte se pierd la suprafaţa reactorului, o parte se captează de nuclee nefisionabile (cu producere de plutoniu), astfel încît în regim staţionar rămîne 1 neutron care produce o nouă fisiune. In regimul de oprire sau de por-

nire a reactorului nu mai avem reacţie în lanţ staţionară, numărul de neutroni rămaşi pentru noua fisiune fiind mai mic, respectiv mai mare decît 1.

Viteza unui electron rapid se calculează din energia cinetică de E = 2 MeV care îi revine după fisiune din cei 195 MeV dezvoltaţi în total. Sarcina electrică a electronului este

$$1\ e = 1{,}6 \cdot 10^{-19}\ Cb,$$

deci

$$1\ MeV = 10^{6} \cdot 1{,}6 \cdot 10^{-19}\ CbV = 1{,}6 \cdot 10^{-13}\ J\ ,$$

iar masa ei

$$m = 1{,}66 \cdot 10^{-27}\ kg.$$

Din relaţia

$$\frac{mv^2}{2} = E$$

se obţine

$$v = \sqrt{\frac{2E}{m}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 3{,}2 \cdot 10^{-13}}{1{,}66 \cdot 10^{-27}}} = 20 \cdot 10^{6}\ m/s.$$

Neutronii termici au o viteză de circa 2 200 m/s, şi corespunzător o energie de numai 0,025 eV.

Puterea calorifică a U^{235} se calculează pe baza energiei de 195 MeV, adică $195 \cdot 1{,}6 \cdot 10^{-13} = 3{,}12 \cdot 10^{-11}$ J produse la o fisiune. O cantitate de 235 kg U^{235} are $6 \cdot 10^{26}$ atomi (numărul lui Avogadro), deci energia produsă este de $6 \cdot 10^{26} \cdot 3{,}12 \cdot 10^{-11} = 1{,}87 \cdot 10^{16}$ J, de unde rezultă puterea calorifică, adică energia produsă de 1 kg U^{235}, egală cu $\frac{1{,}87 \cdot 10^{16}}{235} = 8 \cdot 10^{13}$ J/kg $\longrightarrow$ $\longrightarrow \frac{8 \cdot 10^{13}}{3\,600\,000} = 22 \cdot 10^{6}$ kWh/kg. Cărbunele convenţional are puterea calorifică de 7 000 kcal/kg $\longrightarrow \frac{7\,000}{860} = 8{,}15$ kWh/kg, adică de cîteva milioane ori mai mică.

Produsele fisiunii absorb neutronii şi opresc reacţia în lanţ ("otrăvesc" reactorul). De aceea, arderea combustibilului nuclear în reactor nu poate fi completă; el trebuie scos din reactiv (după un interval de timp de ordinul anilor), putînd fi introdus din nou după reîmprospătare (îndepărtarea produselor fisiunii).

S-a amintit că numai neutronii lenţi, termici pot fi captaţi relativ uşor de nucleele de U^{235}. De aceea o reacţie în lanţ nu poate fi întreţinută cu neutroni rapizi (deci fără moderator) la un reactor alimentat cu uraniu natural, care conţine numai o,7% U^{235}. Pentru ca totuşi reacţia în lanţ să devină posibilă şi cu neutroni rapizi, uraniul trebuie îmbogăţit mult, adică trebuie mărită substanţial concentraţia în U^{235}. In general, reactoarele funcţionează cu neutroni termici (deci cu moderator) şi uraniu îmbogăţit. Imbogăţirea uraniului este o operaţie foarte costisitoare, în schimb reactorul se ieftineşte, căci reacţia în lanţ poate fi întreţinută într-un spaţiu cu atît mai mic (deci cu scăpări relativ însemnate de neutroni la suprafaţă) cu cît concentraţia în U^{235} este mai ridicată.

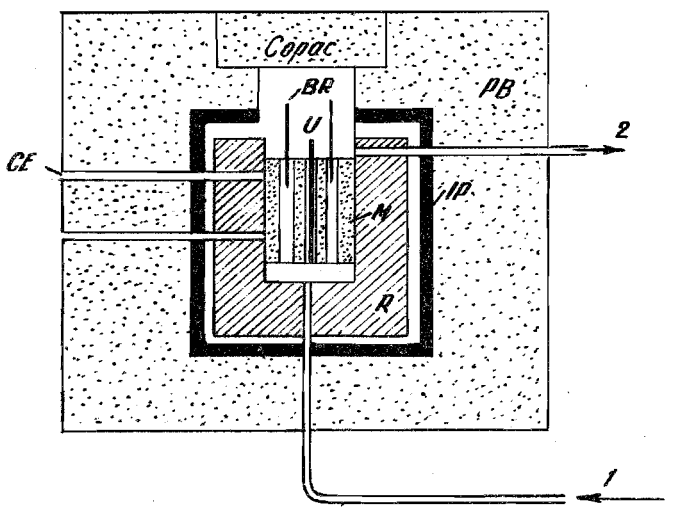


Fig. XIV.11. Schema unui reactor nuclear.

2. Reactoare. Reactoarele nucleare energetice sînt de construcţii foarte variate, după felul combustibilului, al moderatorului, al agentului termic, al protecţiei, al sistemului de reglare etc. De aceea vom prezenta mai jos numai schematic elementele principale ale unui reactor.

Partea activă, miezul reactorului, cuprinde moderatorul M (fig. XIV.11) cu canale în care sînt introduse barele cu combustibil U şi barele de reglare şi de avarie BR. Fluidul de răcire intră în reactor în partea inferioară (1) şi iese la temperatură mai ridicată în partea superioară (2). Pentru ca pierderea de neutroni să fie mai mică, miezul reactorului este introdus într-un reflector R. In exterior se prevede un ecran gros din beton de protecţie biologică PB, protejat de încălzire de învelişul de protecţie IP din oţel. Reactorul are canale CE pentru experienţe. Uneori pot lipsi unele din elemente-

le înşirate (moderatorul, barele de reglare, reflectorul). Combustibilul se găseşte în reactor sub formă de bare, ţevi, plăci, într-un înveliş protector neabsorbant (aluminiu, oţel inoxidabil, zirconiu) sau sub formă de soluţie. El nu rezistă la temperaturi mari, rezultînd astfel o limitare a randamentului CAE. Pentru mărirea acestuia, supraîncălzirea aburului se face în afară de reactor, cu combustibil clasic.

Moderatorul cel mai bun este apa grea, care însă este foarte costisitoare. Cel mai răpîndit moderator este grafitul, care în stare pură absoarbe puţini neutroni, putînd fi folosit şi în cazul combustibilului din uraniu natural. Apa obişnuită absoarbe mulţi neutroni şi deci nu poate fi folosită decît la un combustibil îmbogăţit. Reactoarele la care combustibilul şi moderatorul (şi eventual fluidul de răcire) formează o soluţie sau un amestec intim, se numesc omogene.

Reflectorul trebuie să aibă aceleaşi proprietăţi ca moderatorul. El poate fi deci construit din aceleaşi materiale.

Fluidul de răcire sau agentul termic poate fi gazos (CO_2, N, He) sau lichid (H_2O, D_2O, Hg) respectiv Na şi alte metale topite). El trebuie să aibă conductibilitate şi capacitate termică ridicate, să nu absoarbă neutroni şi să nu devină radioactiv sub influenţa radiaţiilor. Capacitatea ridicată de înmagazinare a căldurii necesită menţinerea apei sub formă lichidă. Pentru aceasta presiunea ei trebuie să fie ridicată, temperatura rămînînd totuşi scăzută (în jur de 300°C, în orice caz sub t_{cr}). Prin aducerea apei la fierbere, ea poate prelua suplimentar şi căldura de vaporizare. Supraîncălzirea apei în reactor prezintă dificultăţi din punctul de vedere al răcirii eficace şi al asigurării stabilităţii reacţiei în lanţ. Fluidul de răcire gazos este de asemenea sub presiune pentru a-i mări capacitatea termică. Reactorul rezultă însă voluminos, şi de aceea nici presiunea nu poate fi ridicată prea mult. Temperatura poate fi relativ ridicată, mărindu-se randamentul ciclului de abur al circuitului secundar. Folosirea metalelor topite permite încălzirea acestora la temperaturi mai mari la presiune normală, însă metalele topite devin puternic radioactive în reactor şi deci nu pot fi folosite direct în generatorul de abur al centralei, ci numai prin intermediul unui circuit intermediar.

Barele de reglare ale reactorului sînt din materiale puternic absorbante (cadmiu, bor). Reacţia în lanţ stabilă şi staţionară are loc la o putere cu atît mai mică cu cît barele de reglare sînt introduse mai mult în miezul reactorului, absorbind mai mulţi neutroni. Pe măsură ce în reactor se înmulţesc produsele absorbante ale arderii, barele de reglare se scot din ce în ce mai mult. In caz de avarie, barele sînt lăsate să cadă în reactor, înăbuşind reacţia în lanţ.

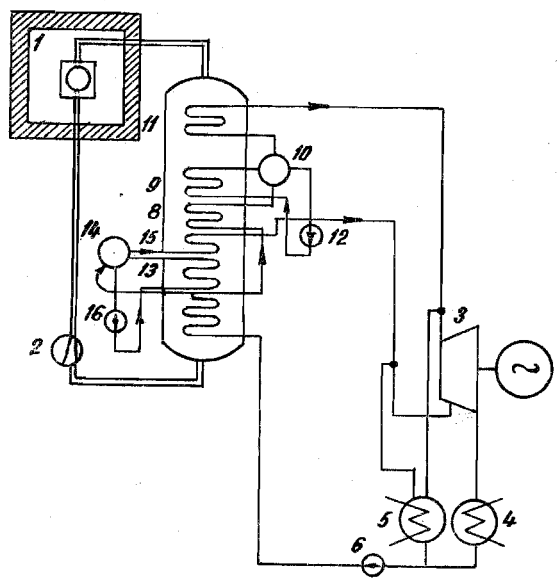


Fig. XIV.12. Schema CAE Calder-Hall, din Anglia, cu două presiuni de abur: 1, reactor; 2, ventilator de CO_2; 3, turbină; 4, condensatorul turbinei; 5, condensatorul auxiliar; 6, pompă de condensat; 7, economizor comun; 8, economizor de înaltă presiune; 9, vaporizator de înaltă presiune; 10, tambur de înaltă presiune; 11, supraîncălzitor; 12, pompă de circulaţie de înaltă presiune; 13, vaporizator de joasă presiune; 14, tambur de joasă presiune; 15, supraîncălzitor de joasă presiune; 16, pompă de circulaţie de joasă presiune.

Protecţia biologică a reactorului se realizează din beton, fontă sau apă obişnuită (la reactoare experimentale).

3. Schema termică. CAE sînt centrale cu abur, produs în schimbătorul de căldură în care se răceşte agentul termic primar. Pentru ca randamentul să fie cît mai ridicat se aplică o preîncălzire regenerativă în multe trepte. Faptul că în cazul reactoarelor cu apă sub presiune temperatura este limitată la circa 300°C determină o putere termică mult superioară celei electrice (deci un randament relativ scăzut: sub 30% , faţă de randamentul CTE mari , care este uneori peste 35%) , ceea ce indică economicitatea folosirii energiei nucleare pentru scopuri de încălzire.

Aburul secundar obţinut este în general saturat sau slab supraîncălzit. De aceea, la destinderea în turbină, el se umezeşte puternic. Turbinele folosite vor trebui să fie de con-

structie specială, realizîndu-se uscarea intermediară a aburului fie prin centrifugare (cu evacuarea apei), fie prin încălzire cu abur proaspăt. In unele cazuri (fig. XIV.12), în schimbătorul de căldură se produc şi aburi de presiune mai mică, care se introduc în turbină la treapta de presiune respectivă, uscînd prin amestec aburul destins în treptele anterioare. Pentru a uniformiza sarcina reactorului independent de sarcina electrică a centralei şi a simplifica astfel problema reglajului s-a instalat un condensator de abur viu în derivaţia cu turbina, calculat pentru întregul debit de abur.

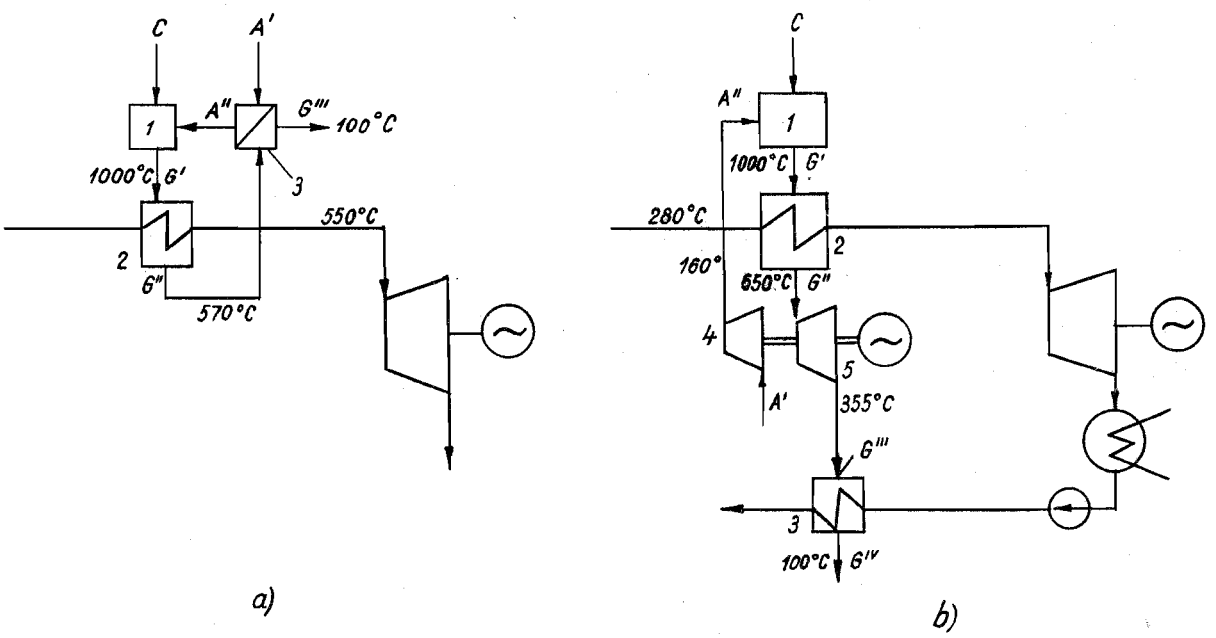


Fig. XIV.13. Supraîncălzirea cu combustibil clasic: a) preîncălzirea aerului cu gazele de ardere; b) ardere sub presiune în ciclu combinat cu turbină cu gaz: 1, arzător; 2, supraîncălzitor; 3, preîncălzitor de aer respectiv de condensat; C, combustibil; A', A", aer; G', G", G'", G'V, gaze de ardere la diferite temperaturi.

Supraîncălzirea aburului cu combustibil organic poate mări substanţial randamentul centralei. Pentru valorificarea mai completă a căldurii conţinute în gazele de ardere, acestea se pot folosi pentru preîncălzirea aerului necesar pentru ardere (fig. XIV.13,a), iar pentru reducerea suprafeţelor de încălzire arderea se poate face sub presiune, comprimînd aerul într-un

compresor şi folosind presiunea gazelor de ardere într-o turbină cu gaze (fig. XIV.13,b). In felul acesta apare un circuit combinat abur-gaze.

Există proiecte de CAE cu turbine cu gaz, care prezintă interes din cauza volumului lor redus.

C. ALTE TIPURI DE CENTRALE ELECTRICE

1. Centrale cu motoare Diesel. Motorul Diesel se foloseşte în prezent ca maşină primară în centrale electrice doar în mică măsură şi anume în centrale de vîrf şi în mici centrale care lucrează izolat. In trecut, în România aproape un sfert din puterea instalată era în centrale Diesel, datorită slabei electrificări a ţării.

Centralele Diesel au randament ridicat, apropiat uneori de 40%, ceea ce nu s-a atins nici la cele mai mari şi moderne CTE cu abur. Ele se realizează cu investiţii mici; motoarele Diesel au gabarit redus şi demarează repede, timpul total de pornire, punere în paralel şi încărcare fiind de cîteva minute. De aceea, ele corespund foarte bine pentru acoperirea puterii de vîrf şi în sisteme mici pentru rezervă. Dezavantajul lor principal constă în faptul că din cauza uzurii mari sînt necesare revizii şi reparaţii dese, iar durata lor de viaţă este mai scurtă decît a centralelor cu turbine cu abur.

Puterile centralelor Diesel sînt în general de cel mult cîţiva MW, întrecînd rar lo MW. Numărul de cilindri este 6,8, lo, maximum 12, iar turaţia redusă, cu atît mai mică cu cît puterea este mai mare, cu tendinţă de creştere la motoarele moderne (ceea ce duce la dimensiuni mai mici). Prin supraalimentare (adică mărirea cantităţii de combustibil injectată în motor şi mărirea presiunii aerului la 1,2...1,4 ata) puterea poate fi mărită cu circa 30%.

Din căldura produsă de combustibil aproximativ o treime este valorificată ca lucru mecanic, iar restul apare ca pierderi de căldură în apa de răcire şi în gazele de ardere, repartizată în părţi aproximativ egale. Este caracteristic nivelul termic ridicat al acestor pierderi, ceea ce permite re-

cuperarea lor în scopuri de încălzire. Apa de răcire se încălzeşte în motor la 50...55°C, iar cu gazele de ardere se poate produce apă caldă de temperaturi mult mai ridicate. Adesea apa caldă obţinută se foloseşte pentru încălzirea păcurii, care la temperatura ambiantă are viscozitate prea ridicată. Totuşi, pentru pornire se consumă motorină.

Cantitatea de apă de răcire este mai mică la centrale Diesel decît la CTE cu abur, pe de o parte datorită faptului că numai o treime din căldura produsă este preluată de apa de răcire, şi pe de altă parte datorită faptului că apa de răcire se încălzeşte cu $\Delta t \cong 20^{\circ}C$ (de la 30...35°C la 50...55°) pe cînd la CTE $\Delta t \cong 10^{\circ}C$. Pentru ca să nu apară depuneri de piatră în cămaşa de răcire a motorului, răcirea se face indirect, folosind apă curată, răcită într-un schimbător de căldură. Dacă apa de răcire nu este suficientă pentru răcire în circuit deschis, ea este răcită într-un turn de răcire şi se completează din sursa exterioară numai apa de adaos, pentru acoperirea pierderilor. Pentru ca temperatura apei de răcire să nu scadă sub 25°C, ceea ce ar dăuna motorului, ea se amestecă cu apa caldă care iese din motor.

O problemă importantă în exploatarea motoarelor Diesel este ungerea lor, efectuată cu ulei sub presiune în circuit închis, cu excepţia cilindrului, unde pompa de ungere împinge la fiecare ciclu o cantitate determinată de ulei care se arde o dată cu combustibilul. Consumul ridicat de ulei costisitor intervine cu o pondere mare în cheltuielile de exploatare a centralei.

2. Centrale cu turbine cu gaz. La puteri de cel mult cîteva zeci de MW, datorită elasticităţii lor mari de funcţionare sînt folosite uneori şi turbinele cu gaz, ca maşini primare în centrale electrice. Astfel, în R.P.R. funcţionează din 1951 în centrala Filaret o turbină cu gaz de 10 MW.

Turbinele cu gaz, prin faptul că pornesc într-un timp scurt, sînt potrivite şi în centrale de vîrf. Cum circa 2/3 din energia produsă este folosită pentru comprimarea aerului, puterea de vîrf de scurtă durată poate fi mărită prin acumularea aerului comprimat în rezervoare, efectuînd comprimarea rezervei de aer în restul zilei, cu un consum mic de putere.

Turbinele cu gaz pot funcţiona în circuit deschis, cînd ele sînt acţionate direct de gazele de ardere ale unui combustibil foarte curat, cu eşapare în atmosferă, sau în circuit închis, cînd gazul (în general aer) care străbate turbina este încălzit într-un schimbător de căldură (cazan) de către gazele de ardere, şi răcit într-un răcitor. In ultimul caz, presiunea medie în circuitul activ poate fi mai ridicată (de zeci de atmosfere), ceea ce la puterea dată reduce gabaritul echipamentului, pretenţiile faţă de puritatea combustibilului scad, însă instalaţia se scumpeşte, datorită cazanului costisitor. De aceea, în prezent, turbinele cu gaz funcţionează în general în circuit deschis.

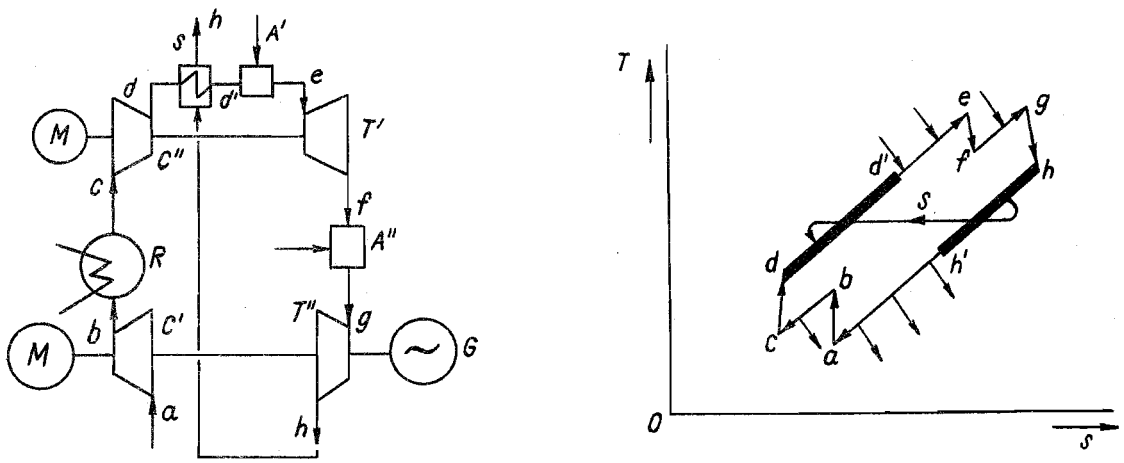
Elementele celei mai simple scheme de instalaţie cu turbină cu gaze, cu funcţii ca ale elementelor principale ale unui ciclu cu aburi, sînt următoarele:

Ciclu cu aburi	cazan	turbină	condensator	pompă de alimentare
Ciclu cu gaze în circuit deschis	cameră de ardere	turbină	eşapare şi aspiraţie de aer pentru ardere	compresor
Ciclu cu gaze în circuit închis	cazan	turbină	răcitor	compresor

Randamentul este cu atît mai ridicat cu cît temperatura iniţială a gazelor este mai mare. Aceasta este limitată de rezistenţa mecanică a oţelurilor, care scade rapid cu temperatura. La o turbină cu abur un randament de 35% se obţine la o temperatură de circa 600°C, iar la o turbină cu gaz, acelaşi randament necesită o temperatură de 830°C.

Obţinerea unei temperaturi potrivite la ardere se asigură printr-un excedent de aer. După o primă destindere într-un corp de turbină de înaltă presiune, arderea este continuată într-o cameră de ardere de joasă presiune prin folosirea excedentului de aer. După aceea urmează destinderea într-un corp de turbină de joasă presiune (fig. XIV.14,a).

Randamentul poate fi îmbunătăţit prin recuperarea unei părţi a căldurii conţinute în gazele ieşite din turbină pentru preîncălzirea aerului în schimbătorul de căldură S. In figura XIV.14,b, schimbul de căldură în diagrama T-s este reprezentată prin săgeata S. Cantitatea de căldură transmisă corespunde suprafeţelor sub porţiunile de curbă trasate mai gros , potrivit expresiei $q = \int Tds$.



a) b)

Fig. XIV.14. Schema unei centrale cu turbină cu gaz în circuit deschis cu comprimarea, destinderea şi arderea în două trepte; C - compresor; A - cameră de ardere; T - turbină cu gaz; R.- răcitor; S - schimbător de căldură; M - motor de lansare.

O schemă de centrală cu turbină cu gaz în circuit închis este reprezentată în figura XIV.15 (a,b).

Ciclul turbinelor cu gaz se pretează bine pentru termoficare, întrucît există cantităţi importante de căldură - cea a gazelor eşapate şi cea de la răcirea intermediară între treptele de comprimare, care pot fi valorificate pentru scopuri de încălzire. In felul acesta economicitatea globală a instalaţiei creşte.

Există şi posibilitatea realizării unor cicluri mixte gaze-abur, pentru valorificarea căldurii ciclului cu gaze şi obţinerea unor randamente superioare acelora ale ciclurilor separate.

3. Noi tipuri de centrale. In afară de tipurile de centrale descrise mai sus, mult răspîndite pe glob, există şi alte tipuri de centrale, unele în funcţie, însă puţin răspîndite, altele în stadiu de proiectare sau de construcţie, altele în fine în stadiu de cercetare sau chiar numai de propunere.

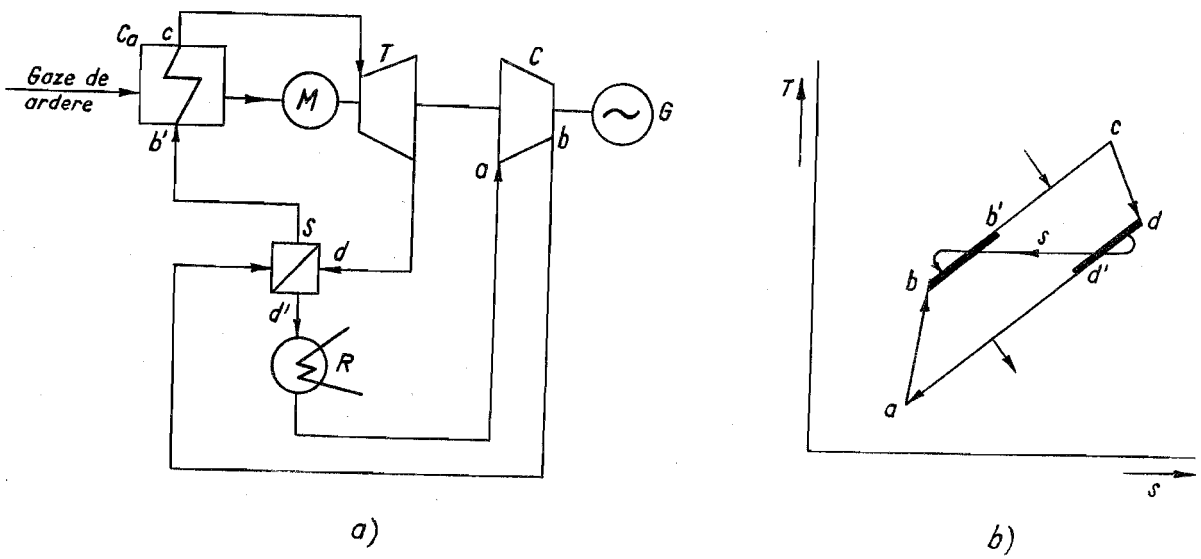


Fig. XIV.15. Schema unei centrale electrice cu turbină cu gaz în circuit închis:
C - compresor; Ca - cazan pentru încălzirea aerului; T - turbină cu gaz; S - schimbător de căldură; R - răcitor; M - motor de lansare.

C e n t r a l e l e g e o t e r m i c e sînt centrale termoelectrice cu abur care utilizează căldura provenită din adîncul pămîntului, sub formă de abur sau apă caldă.

Este cunoscut faptul că oraşul Reykjavik, capitala Islandei, este încălzit în mare parte cu apă fierbinte, de proveniență geotermică.

Centrale geotermice funcţionează în prezent în Italia(cu putere totală de peste 300 MW), iar în Noua Zeelandă se construieşte o centrală geotermică de peste 100 MW.

O centrală geotermică constă dintr-o instalaţie de captare a aburului subteran, de unde se alimentează turbina de abur direct sau cu abur secundar obţinut printr-un transformator de abur. Substanţele valoroase conţinute în apă şi abur se extrag prin instalaţii chimice. Aburul eşapat este trimis

fie direct în aceste instalaţii, sau este introdus în condensatoare de amestec de unde gazele necondensabile se evacuează cu turbocompresoare.

Centralele mareemotrice. Mareele prezintă în unele puncte ale globului, la malurile oceanelor, diferenţe de nivel între flux şi reflux peste lo m. In condiţii prielnice, cînd se pot crea rezervoare de apă apropiate de mal, de exemplu prin închiderea prin diguri a unui golf cu intrare îngustă, există posibilitatea utilizării acestor diferenţe de nivel, folosind turbine axiale care să poată funcţiona la ambele sensuri ale debitului, corespunzător variaţiilor de flux şi reflux ce se succed la intervale de 6 ore.

In 1959 s-a dat în exploatare în Normandia primul agregat de acest gen de 9 MW, urmînd să se realizeze, pe baza experienţei pozitive obţinute, o centrală mareemotrică de 240MW cu 24 de agregate asemănătoare la estuarul fluviului Rance (Normandia).

Generatoarele magnetohidrodinamice sînt instalaţii pentru transformarea directă a energiei conţinute în combustibil în energie electrică. Un generator magnetohidrodinamic (figura XIV.16) constă dintr-o cameră de ardere A, în care se introduce aerul comprimat de compresorul Co şi preîncălzit în preîncălzitorul de aer PA, precum şi combustibilul C şi substanţa ionizantă S, o diuză D, un tub de destindere TD, în care gazele foarte fierbinţi şi ionizate obţin o viteză mare, o înfăşurare pentru a crea un cîmp magnetic M (cu inducţia B perpendiculară pe planul desenului) şi două plăci colectoare P (electrozi). Asupra gazului ionizat acţionează cîmpul indus $E = v B$, rezultînd tensiunea între plăci: $u = \int E \, dl$, care va putea alimenta un circuit de consum.

După utilizarea pentru producere de energie pe cale magnetohidrodinamică gazele de ardere sînt încă foarte calde. De aceea generatorul magnetohidrodinamic nu se foloseşte independent, ci suprapus unui ciclu obişnuit cu aburi, valorificînd căldura conţinută în gazele de ardere în schimbătorul de căldură SC al circuitului cu abur (cazan), care dă energie suplimentară prin intermediul turbinei T.

Folosirea generatoarelor magnetohidrodinamice înaintea ciclului termic clasic al CTE cu abur va putea mări sensibil randamentul acestora. In trecut s-a încercat să se mărească randamentul prin folosirea temperaturilor ridicate printr-un circuit suprapus cu mercur drept agent termic, Ciclurile binare

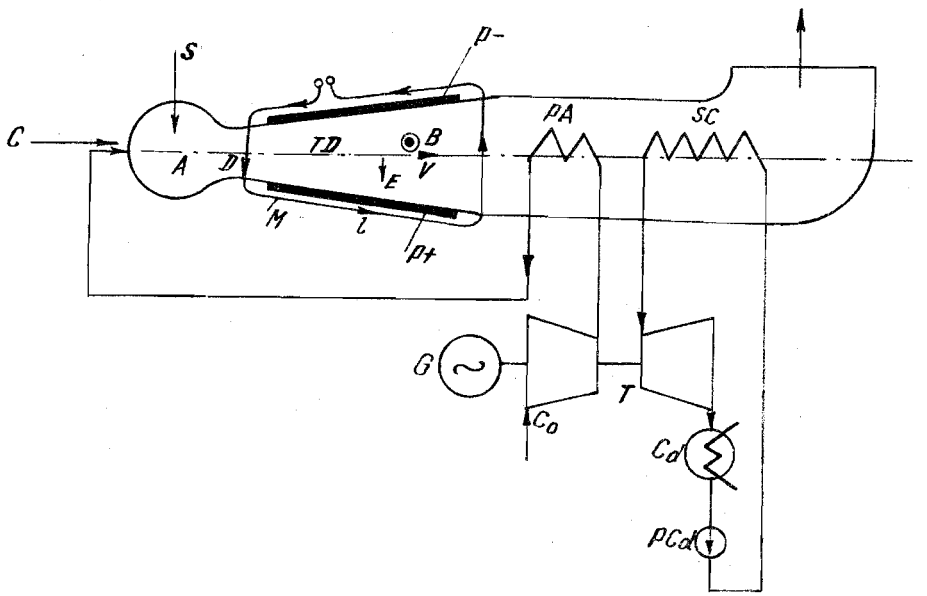


Fig. XIV.16. CTE cu abur şi generator magnetohidrodinamic.

(mercur-abur) nu au dat rezultate economice satisfăcătoare din cauza preţului ridicat al mercurului şi a dificultăţilor de exploatare. Se consideră însă că generatoarele magnetohidrodinamice prezintă perspective reale de mărire a randamentului. De aceea, în prezent se fac cercetări intense în acest domeniu, fiind realizate instalaţii experimentale de putere de cîţiva MW, care au dat rezultate promiţătoare.

Fuziunea termonucleară dirijată. In afară de fisiunea (spargerea) nucleelor grele, cantităţi importante de energie se pot elibera la reacţia nucleară de fuziune (împreunare) a unor nuclee uşoare (H^1, H^2, Li). In special, izotopul hidrogenului, deuteriul (H^2) se pretează pentru reacţii de fuziune artificială, Importanţa reacţiei rezultă din abundenţa hidrogenului pe pămînt, acesta fiind un element component al apei.

Reacţia de fuziune este posibilă numai la viteze foarte mari ale nucleelor, corespunzătoare unor temperaturi de zeci

sau sute de milioane de grade (reacţie termonucleară). In urma reacţiei se dezvoltă cantităţi deosebit de mari de energie, care însă se disipează (ele se transmit în special prin radiaţie) în măsură cu atît mai mare cu cît suprafaţa reactorului termonuclear raportată la volumul de reacţie este mai mare. Pierderile relative sînt deci mari la volum mic, din care cauză reacţia nu poate fi menţinută în mod artificial decît la acele temperaturi foarte ridicate (peste 10^8 grade) la care ciocnirile nucleelor şi fuziunea lor sînt suficient de dese pentru a acoperi pierderile de energie prin radiaţie. In spaţiul cosmic însă există condiţii prielnice pentru reacţii termonucleare continue, în soare şi astre, rezultînd cantităţi imense de energie, inclusiv cea radiată de soare şi spre pămînt. Pe pămînt reacţii termonucleare au putut fi dezlănţuite (bombe cu hidrogen) în urma unei fisiuni nucleare (cu uraniu), însă o reacţie continuă nu a putut fi menţinută.

Realizarea unui reactor termonuclear întîmpină dificultăţi foarte mari în prezent, prin faptul că un recipient solid în care să aibă loc reacţia nu poate rezista la temperaturile imense amintite. De aceea s-a făcut uz de faptul că la temperaturi ridicate materia supusă reacţiei este complet ionizată (plasmă), iar asupra particulelor electrizate în mişcare un cîmp magnetic poate acţiona în sensul de a le menţine într-un spaţiu limitat. Realizarea temperaturilor ridicate se face prin comprimarea adiabatică a plasmei, prin micşorarea bruscă a volumului limitat de "pereţii" magnetici. S-a reuşit să se obţină temperaturi la care reacţiile de fuziune să fie observabile, însă numărul lor, deci intensitatea reacţiei nu a fost suficientă, pentru a acoperi pierderile prin radiaţie, astfel încît procesul să se desfăşoare în mod continuu, fără consum de energie din exterior. Comprimarea şi ridicarea temperaturii nu a fost posibilă decît pentru un timp foarte scurt.

In viitor, pentru ca reacţia termonucleară să poată fi folosită în scopuri energetice, va trebui să se asigure o comprimare de lungă durată şi o desfăşurare continuă, dirijabilă a proceselor de fuziune. Se fac cercetări susţinute în această problemă în U.R.S.S., S.U.A., Anglia. Se apreciază însă că

obţinerea unor rezultate satisfăcătoare din punctul de vedere al producerii de energie nu va fi posibilă în proximele două decenii.

Folosirea energiei solare pentru producerea de energie electrică este posibilă în mai multe feluri:

- Prin colectarea razelor cu oglinzi. Se poate conta în condiţii favorabile la o,1 kW/m^2. S-au realizat instalaţii experimentale, combinate cu un ciclu termic cu abur, de puteri de 1 MW.
- Prin transformare directă. S-au realizat baterii solare avînd puteri modeste.
- Prin utilizarea unor efecte din natură ale încălzirii de către radiaţia solară (diferenţa de temperatură a apei oceanelor la suprafaţă şi în adîncime; vaporizarea intensă a apei ce se introduce din mări în unele depresiuni naturale, putînd realiza astfel un curs continuu de apă de mare înspre depresiunea respectivă).

In prezent, modurile de producere de energie înşirate nu prezintă interes practic pentru producerea unor cantităţi însemnate de energie electrică.

Transformarea directă a energiei chimice în energie electrică. In mod obişnuit energia chimică se transformă în energie electrică prin intermediul căldurii şi al lucrului mecanic, randamentul fiind supus limitării ciclului Carnot. Există posibilitatea ca transportul de sarcini legat de reacţia chimică să fie însoţit de producere de energie electrică, asemănător ca la un acumulator, realizîndu-se randamente ridicate, funcţionare fără piese în mişcare, fără zgomot, supraîncărcabilitate mare şi gabarit mic. S-a reuşit să se producă curenţi şi tensiuni mici (de ordinul de 1 V) cu elemente funcţionînd cu hidrogen şi oxigen. Se necesită deci baterii cu multe elemente în serie şi în paralel. Nu s-a reuşit încă să se realizeze în condiţii economice elemente funcţionînd cu combustibil ieftin, ca de exemplu gazele naturale.

Există încercări pentru a transforma direct energia nucleară în energie electrică.

BIBLIOGRAFIE

1. D i m o P. - Analiza sistemelor electroenergetice, E.T. Bucureşti, 1962.

2. K i r c h m a y e r L. K. - Economic Operation of Power Systems
Tohn Wiley and Sons, Inc, New York, 1958.

3. B a p t i d a n o v L. N. şi T a r a s o v V. I. Echipamentul electric al centralelor şi staţiilor electrice - vol. I-III, E.T.Bucureşti, 1956 (trad. din limba rusă).

4. B e e m a n D o n a l d - Industrial Power Systems Handbook - Me graw Hill Book Company, Inc. New York, 1955.

5. B e r c o v i c i M., A r i e A. - Reţele electrice. Calculul mecanic. E.T., Bucureşti, 1963.

6. B o ţ a n N. V., E. C o n s t a n t i n e s c u, A. I. P o e a t ă - Reţele electrice. Calculul electric. - E.T. Bucureşti, 1961.

7. D a r m a n c e v A. K. - Osnovî operativnovo upravleniia energosistemami. Gosenergoizdat, Moscova, 1960.

8. D o l g h i n o v A. I. - Protecţia instalaţiilor electrice împotriva supratensiunilor atmosferice - E.T.Bucureşti, 1957. (traducere din limba rusă).

9. D v o s c h i n L. I. - Componovki i construcţii raspredelitelnih ustroistvo vîsocovo napriajeniia - Gosenergoizdat, Moscova, 1960.

10. F e d o s e e v A. M. - Protecţia prin relee a sistemelor electrice, E.E.S., Bucureşti 1955 (trad. din limba rusă).

11. J i l i n V. G. Componovki teplovîh electriceskih stanţii, G.E.I., Moscova, 1961.

12. K a m i n s k i A n d r e e j - Stabilität des elektrischen Verbundbetriebs, VEB Verlag Technik, Berlin, 1959.

13. K i m b a r k E, N. - Power System Stability, I, II, III John Wiley and Sons Inc., New York.

14. K a n a e v A. A. - Atomnîe energheticeskie ustanovki, Sudpromghiz, Leningrad, 1961.

Fasc. 32 Cda 10365/1964

15. M i ş u A. - Centrale termice de forţă şi gospodărirea căldurii - E.D.P. Bucureşti, 1962.

16. P o t o l e a E. - Centrale şi reţele electrice - E.D.P. Bucureşti, 1962.

17. Prescripţii pentru construcţia liniilor aeriene de energie electrică peste 1ooo volţi - Ed. II - I.C.S.E., 196o.

18. R ü d e n b e r g R. - Fenomene tranzitorii în sistemele electroenergetice - E.T.Bucureşti, 1959 (trad. din limba engleză).

19. T i t z e H. - Fehler und Fehlerschutz, Springer Verlag, Wien, 1953.

2o. S i r o t i n s k i L.I. - Tehnica vîsokîh napriajenii. vol. III G.E.I. Moscova, 1959.

21. S r e d e r K. - Teplovîe electrostanţii bolşoi moşcinosti G.E.I., Moscova 196o (trad. din l.germană).

22. U l i a n o v S. A. - Scurtcircuite în sisteme electrice - E.E.S. Bucureşti 1954 (trad. din limba rusă).

23. V e r e b é l y L á s z l ó - Villamos erőátvitel vol. I-IV M.K.Budapest, 1958.

24. V i l i g e i m P., Y o m e r s M. - Zazemlenie neitralî v vîsocovoltnîh sistemah - G.E.I. - Moscova, 1959 (trad.din limba engleză).

25. H o c h r a i n e r A. - Symmetrische Komponenten in Drehstromsystemen, Springer Verlag, Berlin, 1957.

CUPRINS

		Pag.
Cap. I.	**Introducere**	3
	A. Obiectul cursului	3
	B. Istoric	5
	C. Unități de măsură	10
	D. Distribuția în curent continuu pe trei fire	11
	E. Tensiuni normalizate, regimul (tratarea) neutrului	13
	F. Clasificarea consumatorilor	16

Parte întîi
REȚELE ELECTRICE

Cap. II.	**Construcția liniilor**	17
	A. Clasificarea liniilor	17
	B. Linii electrice	17
	C. Cabluri	27
Cap. III.	**Calculul mecanic al liniilor aeriene**	30
	A. Calculul conductoarelor	30
	B. Calculul stîlpilor	56
Cap. IV.	**Parametrii elementelor de rețea**	66
	A. Parametrii de fază şi de secvență	66
	B. Parametrii liniilor	70
	C. Parametrii transformatoarelor	95
	D. Parametrii reactoarelor	103
	E. Parametrii generatoarelor	108
	F. Parametrii sarcinii	115
	G. Scheme complete	116
Cap. V.	**Căderi de tensiune**	123
	A. Linii lungi	124
	B. Linii scurte	137
	C. Rețele buclate	167
Cap. VI.	**Problemele izolației**	174
	A. Problemele nivelurilor de tensiune	174
	B. Supratensiuni atmosferice	180
	C. Supratensiuni interioare	200

Parte a doua
SISTEME ELECTRICE

		Pag.
Cap. VII.	**Curenți de scurtcircuit**	215
	A. Noțiuni introductive	215
	B. Variația curentului de scurtcircuit în raport cu timpul	219
	C. Calculul curentului de scurtcircuit simetric	223
	D. Scurtcircuite nesimetrice	231
	E. Modele de rețea de curent continuu	237
	F. Căderi de tensiune în pământ	239
	G. Întreruperi nesimetrice	244
	H. Efectele curenților de scurtcircuit	245
Cap. VIII.	**Stabilitatea sistemelor electrice**	296
	A. Problema stabilității	296
	B. Stabilitatea dinamică	310
	C. Stabilitatea statică	345
Cap. IX.	**Repartizarea sarcinilor între centrale și reglarea frecvenței**	363
	A. Repartizarea sarcinilor în regim permanent	363
	B. Repartizarea tranzitorie a șocului de putere pe centrale	371
Cap. X.	**Circulația puterilor reactive și reglarea tensiunii**	387
	A. Metodele reglării tensiunii	387
	B. Circulația puterilor reactive	388
	C. Transformatoare cu prize reglabile sub sarcină	396
	D. Reglarea tensiunii la generatoare	399
Cap. XI	**Protecția prin relee**	415
	A. Cerințe generale	415
	B. Protecția rețelelor	417
	C. Protecția generatoarelor	457
	D. Protecția transformatoarelor	463
	E. Protecția barelor colectoare	468

Parte a treia
CENTRALE ELECTRICE

		Pag.
Cap. XII.	**Partea electrică a centralelor şi staţiilor electrice**	469
	A. Schemele de conexiuni ale centralelor şi staţiilor electrice	469
	B. Alegerea echipamentului electric de înaltă tensiune din centrale şi staţii	499
	C. Instalaţiile de distribuţie ale centralelor şi staţiilor electrice	509
	D. Sincronizarea generatoarelor sincrone	520
	E. Reanclanşarea automată rapidă a liniilor (RAR)	537
	F. Anclanşarea automată a alimentării de rezervă (AAR)	542
	G. Circuitele secundare ale centralelor şi staţiilor electrice	546
	H. Serviciile interne ale centralelor şi staţiilor electrice	556
Cap. XIII.	**Centrale termoelectrice cu turbine cu abur**	568
	A. Elementele circuitului termic	568
	B. Produsele arderii	585
	C. Alimentarea cu combustibil şi apă	587
	D. Amplasarea instalaţiilor centralei	589
Cap. XIV.	**Centrale hidroelectrice, nucleare şi alte tipuri de centrale**	592
	A. Centrale hidroelectrice (CHE)	592
	B. Centrale nucleare	603
	C. Alte tipuri de centrale electrice	612
Bibliografie		621
Cuprins		623